



## CNME2020

12º CONGRESSO NACIONAL DE MECÂNICA EXPERIMENTAL  
12<sup>TH</sup> PORTUGUESE CONGRESS ON EXPERIMENTAL MECHANICS



ESCOLA SUPERIOR  
DE TECNOLOGIA  
E GESTÃO



## Livro de Resumos • Proceedings Book

### Autores • Authors

Carlos Capela  
Mário Correia  
Rui Ruben

### Apoios • Sponsors

**MONTE  
REAL**  
HOTEL • TERMAS • SPA

**KISTLER**  
measure. analyze. innovate.

GRUPO **SOCEM**  **ISICOM**  
Global Mold Network Solutions

 **Simulflow**

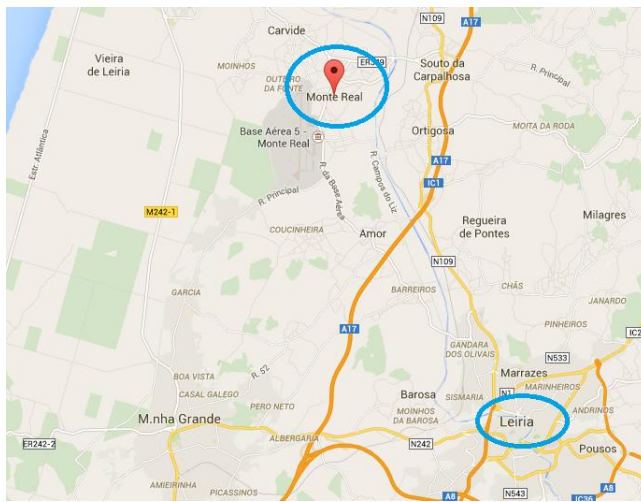
ISBN: 978-972-8415-06-8

DOI : <https://doi.org/10.25766/vnbn-a964>



## Localização • Location

CNME2020 será realizado no Palace Hotel Monte Real  
GPS: LAT +39° 51' 5.15"; LON -8° 52' 1.87'



## Comissão Organizadora • Organizing Committee

Carlos Capela, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Mário Correia, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Rui Ruben, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Henrique Almeida, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Milena Vieira, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Joel Vasco, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Helder Santos, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Sérgio Santos, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Helena Bártole, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Anabela Marto, ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Jorge Gomes, Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)





## Comissão Científica • Scientific Committee

Abílio de Jesus – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Aldina Santiago – Universidade de Coimbra  
Alfredo Campos Costa – Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Altino Loureiro – CEMMPRE, DEM, Universidade de Coimbra  
Álvaro Cunha – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Álvaro Silva Ribeiro – Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Amílcar Ramalho – CEMMPRE, DEM, Universidade de Coimbra  
Ana Martins Amaro – CEMMPRE, DEM, Universidade de Coimbra  
António Torres Marques – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
António Manuel Ramos – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro  
Arlindo Gonçalves – Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Aurélio Araújo – IST, Universidade de Lisboa  
Carlos Chastre Rodrigues – Universidade Nova de Lisboa  
Cristina Margarida Rodrigues Costa – Instituto Politécnico de Tomar  
Cristina Oliveira – Instituto Politécnico de Setúbal  
Eduardo Fortunato – Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Elsa Caetano – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Elza Maria Morais Fonseca – Instituto Superior de Engenharia do Porto (ISEP), IPP  
Fernando Antunes – CEMMPRE, DEM, Universidade de Coimbra  
Fernando Branco – IST, Universidade de Lisboa  
Fernando Marques da Silva – Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Francisco Taveira Pinto – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Graça Vasconcelos – ISE, Universidade do Minho  
Hugo Rodrigues – Universidade de Aveiro  
Humberto Varum – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
João M. C. Estêvão – DEC-ISE, Universidade do Algarve  
João Fonseca Pereira – ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
João Folgado – IST, Universidade de Lisboa  
João Gomes Ferreira – CERIS-IST, Universidade de Lisboa  
João Lanzinha – UBI-Universidade da Beira Interior  
João Ramôa Correia – IST, Universidade de Lisboa  
Joaquim Barros – Universidade do Minho  
J. Infante Barbosa – ISEL-Instituto Politécnico de Lisboa, IDMEC-IST  
Joaquim Silva Gomes – APAET, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Jorge de Brito – IST, Universidade de Lisboa  
Jorge Matos – CERIS-IST, Universidade de Lisboa  
José Domingos – Universidade de Coimbra  
José Martins Ferreira – Universidade de Coimbra  
Luís Borrego – ISEC-Instituto Politécnico de Coimbra  
Luís Coelho – ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Laura Caldeira – Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Luís Reis – IST, Universidade de Lisboa  
Luís Manuel Ferreira Roseiro – ISEC-Instituto Politécnico de Coimbra  
Luís Serrano – ESTG, Instituto Politécnico de Leiria  
Luís Simões da Silva – Universidade de Coimbra  
Manuel Braz César – Instituto Politécnico de Bragança  
Mário Vaz – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Miguel Matos Neves – IDMEC-IST, Universidade de Lisboa  
Paulo Bártolo – Nanyang Technological University  
Paulo R. Fernandes – IST, Universidade de Lisboa  
Paulo Lourenço – Universidade do Minho  
Paulo Mendes – ISEL-Instituto Politécnico de Lisboa  
Paulo A. G. Piloto – Instituto Politécnico de Bragança  
Paulo Tavares de Castro – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Paulo Vila Real – Universidade de Aveiro  
Pedro da Silva Delgado – Instituto Politécnico de Viana do Castelo  
Rui Calçada – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto  
Rui Manuel Carvalho Viegas – DHA, NES, UQTA, Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC)  
Teresa Bodas Freitas – Universidade de Lisboa  
Teresa Leonor Morgado – UNIDEMI, Universidade Nova de Lisboa  
Victor Neto – Universidade de Aveiro  
Virgínia Infante – IST, Universidade de Lisboa



## Programa • Program

	<b>Setembro 29 September</b>	<b>Setembro 30 September</b>	<b>Outubro 1 October</b>
<b>8h00-9h00</b>	registo • registration		
<b>9h00-9h30</b>	sessão de abertura • opening session		
<b>9h30-10h30</b>	sessão plenária <b>1</b> plenary session	sessão plenária <b>4</b> plenary session	sessão plenária <b>5</b> plenary session
<b>10h30-11h00</b>	pausa • break	pausa • break	pausa • break
<b>11h00-12h30</b>	sessão paralela <b>1</b> parallel session	sessão paralela <b>3</b> parallel session	sessão paralela <b>4</b> parallel session
<b>12h30-14h00</b>	almoço • lunch	almoço • lunch	almoço • lunch
<b>14h00-16h00</b>	sessão plenária <b>2-3</b> plenary session	visita à Socem • visit to Socem	sessão paralela <b>5</b> parallel session
<b>16h00-16h30</b>	pausa • break		pausa • break
<b>16h30-18h15</b>	sessão paralela <b>2</b> parallel session		encerramento • closing ceremony
<b>20h30</b>		jantar <b>CNME2020</b> dinner	



**Quarta-feira • Wednesday**  
**Setembro 29 September, 2021**

**9h00-9h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

Sessão de abertura • Opening session
--------------------------------------

**9h30-10h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão plenária 1 plenary session</b>	
<b>Moderador</b>	J. Silva Gomes
<b>9h30-10h30</b>	Modelação física em hidráulica marítima <i>Conceição Juana Fortes</i>

**11h00-12h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão paralela 1 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Hugo Rodrigues, Milena Vieira
<b>11h00-11h15</b>	Barragem de Cahora Bassa. Medição "in situ" de tensões nas armaduras das estruturas salientes do descarregador de meio fundo <i>Jorge Pereira Gomes, Luís Lamas</i>
<b>11h15-11h30</b>	Barragem de Cahora Bassa. Medição "in situ" de tensões no betão do corpo da barragem <i>Luís Lamas, Jorge Pereira Gomes</i>
<b>11h30-11h45</b>	Avaliação do galgamento e espraçamento em quebra-mares de talude. O caso do porto da Ericeira <i>Juana Fortes, Rute Lemos, João Alfredo Santos, Maria Teresa Reis</i>
<b>11h45-12h00</b>	Evolução do dano em modelo físico de um trecho do quebra-mar do porto da Ericeira <i>Rute Lemos, João Alfredo Santos, Juana Fortes</i>
<b>12h00-12h15</b>	An estimation of the armour layer damage based on the eroded volume using a time of flight method <i>Rute Lemos, Juana Fortes, Luís Silva, Liliãna Pinheiro</i>
<b>12h15-12h30</b>	Porto de Peniche: ensaios em modelo físico de um trecho do quebra-mar oeste <i>Ana Mendonça, Conceição J.M.E. Fortes, Rute Lemos, Maria Graça Neves, Rui Capitão, Liliãna Pinheiro, César Costa, Rui Reis, Joana Simão, Rosa Soares</i>



**Quarta-feira • Wednesday**  
**Setembro 29 September, 2021**

**11h00-12h30**  
**Sala Monte Real 5**

<b>sessão paralela 1 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Maria Leopoldina Alves, Henrique Almeida
<b>11h00-11h15</b>	Otimização de equipamento de uso em câmara limpa com utilização de simulação gráfica computacional e prototipagem rápida <i>Carlos Silva, Francisco Braga, Daniel Gatões</i>
<b>11h15-11h30</b>	Modelação dinâmica de uma ligação aparafusada <i>Fernando Batista</i>
<b>11h30-11h45</b>	Determinação de propriedades de materiais compósitos através do método de homogeneização <i>João Rodrigues, Carlos Capela, Rui B. Ruben</i>
<b>11h45-12h00</b>	Durabilidade de perfis compósitos pultrudidos <i>Ana Pais, Pedro Brandão, António Marques, Rui Guedes</i>
<b>12h00-12h15</b>	Simulação dinâmica de um sistema ergonómico para apoiar o processo de ajuste do molde de injeção de plástico <i>Fernando Batista, Rui Ribeiro, Pedro Martinho, Carlos Sousa</i>
<b>12h15-12h30</b>	Experimental characterization of the flow and heat transfer inside a horizontal circular tube using C60/tetralin nanofluid <i>Rita Lamosa, Ana Moita, Antonio Moreira, Helder Santos</i>



**Quarta-feira • Wednesday**  
**Setembro 29 September, 2021**

**14h00-16h00**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão plenária 2-3 plenary session</b>	
<b>Moderador</b>	Jorge Pereira Gomes
<b>14h00-15h00</b>	Caracterização experimental de estruturas de alvenaria <i>Graça Vasconcelos</i>
<b>15h00-16h00</b>	Tecnologias de polímeros, processos e soluções de sustentabilidade <i>Victor Neto</i>

**16h30-18h00**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão paralela 2 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Conceição Juana Fortes, Helder Santos
<b>16h30-16h45</b>	Caracterização experimental de ligações pré-fabricadas em betão armado sob ações cíclicas <i>Nádia Batalha, André Furtado, Hugo Rodrigues, Antonio Arede, Humberto Varum, Romain Sousa</i>
<b>16h45-17h00</b>	Out-of-plane behavior of brick masonry walls: influence of the tie spacing <i>Andreia Martins, Graça Vasconcelos, Alfredo Campos-Costa, Javier Ortega, Nuno Mendes</i>
<b>17h00-17h15</b>	Medição de deformações por contacto e por via ótica em ensaios de compressão axial em paredes de alvenaria <i>Ana Marques, Luís Martins, João Gomes Ferreira, Paulo Candeias, Maria do Rosário Veiga</i>
<b>17h15-17h30</b>	Experimental evaluation of weathering of the brick masonry to freeze and thaw cycles <i>Andreia Martins, Graça Vasconcelos, Alfredo Campos-Costa</i>
<b>17h30-17h45</b>	In-plane shear strength of unreinforced and reinforced solid clay brick masonry specimens <i>Armando Demaj, Ana Isabel Marques, João Gomes Ferreira, António Sousa Gago</i>
<b>17h45-18h00</b>	Numerical modeling of the tension-compression behavior of tie connections in brick masonry walls <i>Javier Ortega, Nuno Mendes, Graça Vasconcelos</i>





**Quarta-feira • Wednesday**  
**Setembro 29 September, 2021**

**16h30-18h00**  
**Sala Monte Real 5**

<b>sessão paralela 2 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Victor Neto, Sérgio Santos
<b>16h30-16h45</b>	Identificação de modelos numéricos de componentes obtidos por fabrico aditivo inspeccionados por termografia transiente ativa <i>Pedro Ferreira, Henrique Silva, Marta S. Carvalho, Telmo G. Santos</i>
<b>16h45-17h00</b>	Identificação de modelos numéricos de componentes obtidos por fabrico aditivo inspeccionados por ultrassons sem contacto <i>Pedro Ferreira, Marta S. Carvalho, Telmo G. Santos</i>
<b>17h00-17h15</b>	Stainless-steel wire-arc additive manufacturing characterization of single weld bead deposition <i>Ricardo Viola, Mário Correia, Leopoldina Alves, Pierre Michaud, Anaïs Domergue</i>
<b>17h15-17h30</b>	Estudos de degradação de peças em PLA feitas através de FDM <i>Stefanie Ferreira, Henrique Almeida and Mário Correia</i>
<b>17h30-17h45</b>	Análise do efeito da desumidificação no processo de FDM de materiais poliméricos <i>César Silva, Mário S. Correia, Paulo Coelho</i>
<b>17h45-18h00</b>	Ensaio laboratoriais de fadiga – conceção e dimensionamento do sistema <i>Fruitoso Sousa, Pedro Delgado, Carlos Sousa, António Arêde, Nelson Vila Pouca</i>
<b>18h00-18h15</b>	Estudo experimental de endplates para asas finitas <i>Tiago Rocha, André Oliveira, Luís Eça, André Marta</i>



**Quinta-feira • Thursday**  
**Setembro 30 September, 2021**

**9h30-10h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão plenária 4 plenary session</b>	
<b>Moderador</b>	Carlos Capela
<b>9h30-10h30</b>	Soldadura de estruturas híbridas <i>Altino Loureiro</i>

**11h00-12h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão paralela 3 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Altino Loureiro, Carlos Capela
<b>11h00-11h15</b>	Ensaio aerodinâmico de uma ponte pedonal suspensa <i>Fernando Marques da Silva</i>
<b>11h15-11h30</b>	Estudo de modelos de previsão de vida à fadiga de aços laminados a quente sujeitos a fadiga sob corrosão <i>Teresa Morgado, Ricardo Paulo, Pedro Amaral, Mário Pereira, José Simões, Alexandre Velhinho</i>
<b>11h30-11h45</b>	Desenvolvimento de um sistema em open-source para monitorização do molde de injeção <i>Tiago E. P. Gomes, Mylene S. Cadete, Victor Neto, J. A. Ferreira, Renato Febra, João Silva, Tiago Noversa, A. J. Pontes</i>
<b>11h45-12h00</b>	Monitorização e controlo de processos plásticos e prensagem de componentes <i>Luis Soares, Bulent Tasdelen</i>
<b>12h00-12h15</b>	Fluxo de enchimento e orientação das fibras em compósitos de matriz polimérica – simulação numérica versus ensaios experimentais <i>Tiago Lourenço, Henrique Almeida, Milena Vieira</i>
<b>12h15-12h30</b>	Deteção de falhas no processo de moldação por injeção utilizando redes neuronais <i>João Alves, Lino Ferreira, Pedro Martinho, Sérgio Silva</i>



**Quinta-feira • Thursday**  
**Setembro 30 September, 2021**

**11h00-12h30**  
**Sala Monte Real 5**

<b>sessão paralela 3 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Armando Ramalho, Milena Vieira
<b>11h00-11h15</b>	Material characterization and quasi-static test on a half-scale two-story urm building with vertical perforated clay brick <i>Abide Aşikoğlu, Alessandro Del Re, Graça Vasconcelos, Paulo B. Lourenço</i>
<b>11h15-11h30</b>	Ensaaios estáticos em estruturas de abrigos para proteção em caso de sismos severos <i>Seyedsajjad Hosseini, João Guerreiro, João Gomes Ferreira, Luís Guerreiro, Rita Moura</i>
<b>11h30-11h45</b>	Utilização de câmaras de alta velocidade para caracterização da cinemática do colapso de um edifício de alvenaria num ensaio em mesa sísmica <i>João Guerreiro, Seyedsajjad Hosseini, João Gomes Ferreira, Luís Guerreiro, Rita Moura</i>
<b>11h45-12h00</b>	Estudo de reconversão de um vagão ferroviário com plataforma universal para o transporte de rolaria de madeira <i>Nuno Cruz, Raquel Faria, Luis Roseiro</i>
<b>12h00-12h15</b>	Utilização de ensaios dinâmicos na avaliação da segurança de estruturas: caso de estudo <i>Roberto Laranja, Ana Carreira, João Estêvão</i>
<b>12h15-12h30</b>	Análise da resistência à fadiga de componentes em TiAl6V4 produzidos por manufatura aditiva contendo canais interiores <i>Joel Jesus, Luis Borrego, José Ferreira, Carlos Capela, José Costa</i>



**Sexta-feira • Friday**  
**Outubro 1 October, 2021**

**9h30-10h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão plenária 5 plenary session</b>	
<b>Moderador</b>	Mário Correia
<b>9h30-10h30</b>	Técnicas híbridas no estudo da influência dos processos de fabrico no comportamento mecânico de ligas metálicas <i>Teresa Morgado</i>

**11h00-12h30**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão paralela 4 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Teresa Morgado, Joel Vasco
<b>11h00-11h15</b>	Bending resistance of stainless steel beams at elevated temperatures <i>Matheus Henrique Alves, Luís Mesquita, Paulo Piloto, Nuno Lopes, Flávio Arrais, Paulo Vila Real, Joaquim Pinho-da-Cruz</i>
<b>11h15-11h30</b>	Estudo da maquinabilidade da liga Ti-6Al-4V obtida por EBM para aplicação médica <i>António Festas, António Ramos, J. Paulo Davim</i>
<b>11h30-11h45</b>	Prediction models for rail temperatures validated with experimental measurements <i>Ary Vinicius N. Frigeri, Manuel Minhoto, Paulo A. G. Piloto, Dyorgge Alves Silva</i>
<b>11h45-12h00</b>	Monitoring and control of deflections in machining <i>Bulent Tasdelen, Luis Soares</i>
<b>12h00-12h15</b>	Optimização multiobjectivo usando o método dos elementos finitos na maquinagem sustentável da liga Ti6Al4V <i>Sílvia Ribeiro Carvalho, Ana Horovistiz, J. Paulo Davim</i>
<b>12h15-12h30</b>	Resistência mecânica de elementos em aço inoxidável a temperaturas elevadas <i>Nuno Lopes, Flávio Arrais, Paulo Vila Real, Matheus Henrique Alves, Luís M. R. Mesquita, Paulo Piloto</i>



**Sexta-feira • Friday**  
**Outubro 1 October, 2021**

**11h00-12h30**  
**Sala Monte Real 5**

<b>sessão paralela 4 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Elza Fonseca, Rui B. Ruben
<b>11h00-11h15</b>	Determinação experimental da permeabilidade em scaffold baseados em TPMS <i>Jorge Santos, Tiago Pires, Bárbara Gouveia, André Castro, Paulo Fernandes</i>
<b>11h15-11h30</b>	Modelos experimentais da perda óssea da componente acetabular press-fit recorrendo a tecnologia CAD/CAM <i>Mariana Matos, António Ramos</i>
<b>11h30-11h45</b>	Analysis of pelvic floor mesh geometry variation under tensile loading <i>Rita Rynkevici, Andressa Avelar, André Brandão, Jorge Alves, Antonio Fernandes</i>
<b>11h45-12h00</b>	Avaliação da deformação em placas de osteossíntese - comparação numérica e experimental <i>Maria de Fátima Paulino, Ana Messias, Ana M. Amaro, Luis Roseiro, Augusta Neto, Inês Balacó</i>
<b>12h00-12h15</b>	Preliminary implant design phase: characterization of bone geometry variability for selective laser melting production <i>Michel Mesnard, Tomasz Seramak, Katarzyna Zasinska, Clément Marrel, Ricardo Duarte, António Ramos</i>
<b>12h15-12h30</b>	Resistência ao impacto de diferentes protetores bucais: avaliação numérica <i>Inês Jorge Gomes, Maria A. Neto, Maria F. Paulino, Ana M. Amaro, Ana Messias</i>





**Sexta-feira • Friday**  
**Outubro 1 October, 2021**

**14h00-16h00**

**Sala Monte Real 6 - Auditório**

<b>sessão paralela 5 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Paulo R. Fernandes, Rui B. Ruben
<b>14h00-14h15</b>	Ligações aço-madeira-aço com cavilhas metálicas em duplo corte e sob ação do fogo <i>Vânia Bexiga, Elza M M Fonseca</i>
<b>14h15-14h30</b>	Experimental study on the fire performance of non-load bearing double stud light steel framing walls <i>Matheus Henrique Alves, Paulo A. G. Piloto, Erica Fernanda Aiko Kimura, Giada Constantini, Alessandro Ianni, Alberto Meda</i>
<b>14h30-14h45</b>	A importância dos músculos abdutores no estudo da artroplastia da anca – modelo in vitro <i>António Ramos, Mariana Oliveira, Filipe Oliveira</i>
<b>14h45-15h00</b>	Scanner fotogramétrico para membros inferiores <i>Rui Silva, Pedro Morouço, Nuno Alves, Artur Mateus, António Veloso</i>
<b>15h00-15h15</b>	Estudo in vitro da influência da densidade do osso trabecular na transferência de carga na artroplastia cimentada <i>Antonio Ramos, João Paula, Ana Cabrinha</i>
<b>15h15-15h30</b>	Efeito do atrito no membro residual numa amputação transfemoral – influência do modelo constitutivo dos materiais <i>Armando Ramalho, Miguel Ferraz, Marcelo Gaspar, Carlos Capela</i>
<b>15h30-15h45</b>	Digital and physical technologies for 3d modelling and production of jewellery <i>Henrique Almeida, Liliana Vitorino, Rita Ascenso, Tatjana Spahiu</i>
<b>15h45-16h00</b>	Avaliação de vibrações de um trator da FEUP <i>Bruno Augusto, Pedro Campos, Pedro Menezes, Pedro Camacho, Tomás Carneiro, Rafael Dias, Nuno Ramos, Mário Vaz</i>



**Sexta-feira • Friday**  
**Outubro 1 October, 2021**

**14h00-16h00**  
**Sala Monte Real 5**

<b>sessão paralela 5 parallel session</b>	
<b>Moderadores</b>	Maria de Fátima Paulino, Mário Correia
<b>14h00-14h15</b>	Simulação do crescimento de fendas em juntas soldadas – influência de campos de tensões residuais <i>Armando Ramalho, Fernando Antunes, José Ferreira</i>
<b>14h15-14h30</b>	Influência da geometria da ferramenta e das propriedades de ligas de alumínio na qualidade das soldaduras por fricition stir welding <i>Neves Manuel, Daniel Beltrão, Rui Leal, Ivan Galvão, José Domingos, Altino Loureiro</i>
<b>14h30-14h45</b>	Soldadura por explosão de alumínio a compósito termoplástico reforçado com fibras <i>Miguel Silva, Ricardo Mendes, Rui Leal, Ivan Galvão, Daniel Beltrão, Ana Amaro, Altino Loureiro</i>
<b>14h45-15h00</b>	Determinação do comportamento mecânico de soldaduras obtidas por friction stir welding com recurso a relações empíricas tensão/dureza <i>Carlos Leitão, Ivan Galvão, Sree Sabari, David Gomes Andrade, Dulce Maria Rodrigues</i>
<b>15h00-15h15</b>	The use of selective laser melting in the production of automotive component <i>José Diogo Marques, Maria Leopoldina Alves, Carlos Manuel Sousa</i>
<b>15h15-15h30</b>	Projeto de sistema scada para o novo paradigma da indústria 4.0 <i>Luís Vicente, Mário Mendes</i>
<b>15h30-15h45</b>	Desenvolvimento de equipamento para ensaios mecânicos uniaxiais em provetes miniaturizados de chapa metálica <i>Daniel J. Cruz, Rui L. Amaral, Sara S. Miranda, Abel D. Santos, Joaquim Mendes</i>
<b>15h45-16h00</b>	Metodologias para medição do peso específico e por roda em veículos automóveis <i>André Marques, Sérgio Santos, Luís Bento, Carlos Ferreira</i>



# **Resumos e Artigos**

•

# **Abstracts and Papers**

# CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DE LIGAÇÕES PRÉ-FABRICADAS EM BETÃO ARMADO SOB AÇÕES CÍCLICAS

Nádia Batalha <sup>1</sup>, André Furtado <sup>2</sup>, Hugo Rodrigues <sup>3</sup>, António Arêde <sup>4</sup>, Humberto Varum <sup>5</sup> & Romain Sousa <sup>6</sup>

<sup>1</sup> CONSTRUCT-LESE, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, up201809163@fe.up.pt

<sup>2</sup> CONSTRUCT-LESE, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, afurtado@fe.up

<sup>3</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, hrodrigues@ua.pt

<sup>4</sup> CONSTRUCT-LESE, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, aarede@fe.up.pt

<sup>5</sup> CONSTRUCT-LESE, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, hvarum@fe.up.pt

<sup>6</sup> CDRSP, Instituto Politécnico de Leiria, Portugal, romain.r.sousa@ipleiria.pt

## RESUMO

Um aspeto fundamental na avaliação da segurança e no dimensionamento de estruturas PréFabricadas de Betão Armado (PFBA) são as ligações entre elementos, em particular a ligação viga-pilar. Na Europa, a solução mais comum é a utilização de ferrolhos para realizar a ligação entre o pilar e a viga PFBA. Estas ligações têm apresentado dois problemas quando sujeitas a ações sísmicas, nomeadamente: *i)* a nível local através da cedência dos ferrolhos e esmagamento do betão; e *ii)* a nível global através do destacamento do betão entre o ferrolho e a superfície do elemento estrutural. Assim, o presente estudo visa caracterizar experimentalmente o comportamento cíclico de ligações viga-pilar PFBA existentes. Para isso, serão testados modelos à escala real de ligações viga-pilar com diferentes soluções, nomeadamente sem ferrolho, com ferrolho próximo da superfície dos elementos e ferrolho afastado da superfície do elemento. Serão realizados ensaios de corte com aplicação de esforço axial, simulando possível evento sísmico. Neste trabalho serão apresentadas as características dos modelos, detalhes do *setup* experimental e instrumentação. Os resultados serão apresentados e discutidos em termos de observação danos e resposta forçadeslocamento. Serão traçadas linhas orientadoras para futuras soluções de reforço que visem mitigar esta vulnerabilidade.

Palavras-chave: Estruturas pré-fabricadas; Betão armado; Ligação viga-pilar; Ação sísmica; Ensaios experimentais.

## 1. INTRODUÇÃO

Os edifícios industriais pré-fabricados em betão armado (PFBA) constituem uma tipologia comum no parque industrial em Portugal. Recentes sismos na Europa evidenciaram o fraco comportamento desta tipologia, tanto a nível estrutural como a nível não estrutural [1], [2]. A maioria dos danos estruturais observados relacionam-se com a falha na ligação entre a viga e o pilar [3] [4]. Desta forma a sua caracterização torna-se necessária a fim de conhecer o seu comportamento face às ações sísmicas. Uma campanha experimental foi detalhada considerando as especificidades dos edifícios industriais pré-fabricados em betão armado do parque industrial português [5], nomeadamente no que diz respeito às características geométricas, no detalhe dos elementos e nos materiais utilizados nas ligações viga-pilar de edifícios existentes. Esta campanha tem como principais objetivos o estudo das ligações, nomeadamente a influência do atrito e dos ferrolhos no comportamento da ligação em provetes que pretendem reproduzir os edifícios PFBA portugueses; obter resultados mais precisos para calibrar modelos numéricos; e explorar uma solução de reforço da ligação que possa ser aplicada a edifícios existentes sem o prejuízo de interrupção das atividades laborais.

## 2. DESCRIÇÃO

Como foi referido anteriormente, a campanha experimental foi detalhada com vista a representar as várias tipologias da ligação viga-pilar em edifícios industriais PFBA, particularmente os casos mais gravosos que levaram a danos estruturais e consequentemente ao colapso deste tipo de estruturas em recentes sismos [1], [2]. Deste modo foram consideradas 3 configurações de ligação. A primeira (*C0D0\_01*) corresponde à ligação sem ferrolhos apenas com o neoprene, onde se pretende estudar o efeito do neoprene, do atrito e dos ferrolhos quando comparadas com as restantes configurações. A segunda (*C2D16\_02*) e a terceira configurações (*C2D16S\_03*) correspondem aos provetes com ferrolhos – 2 ferrolhos de 16 mm – onde é provável que ocorra danos associados aos esmagamento ou ao destacamento do betão, respetivamente. Desta forma ainda irão ser estudadas soluções de reforço para os provetes nº 1 e nº 3, e que pretendem refletir soluções práticas para aplicar em estruturas existentes sem que sejam necessárias interrupções significativas ao normal funcionamento. A figura abaixo (Figura 1), pretende representar o *setup* de ensaio para os vários provetes, onde a ligação viga-pilar irá ser estudada.

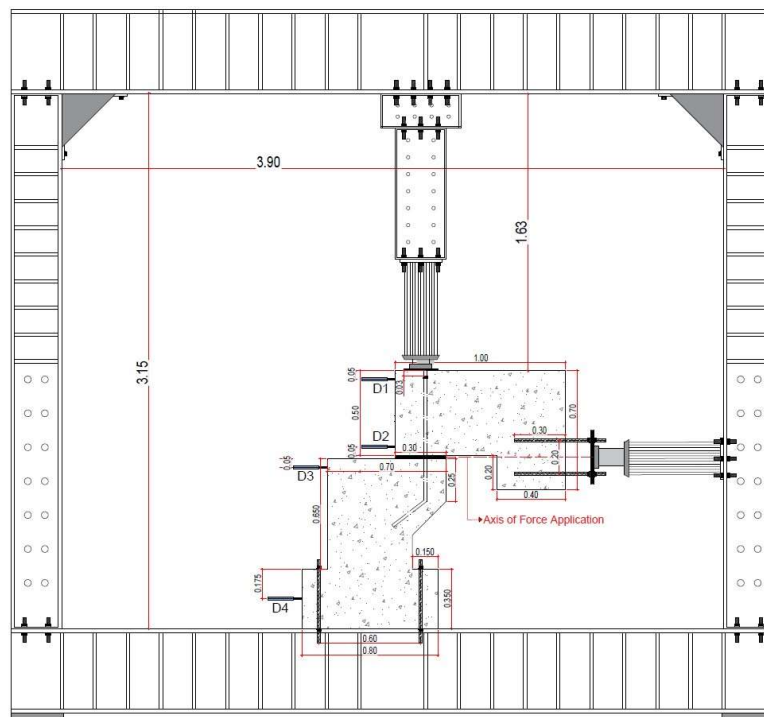


Figura 1 – Esquema do *setup* de ensaio

## REFERÊNCIAS

- [1] H. Sezen and A. Whittaker, “Seismic Performance of Industrial Facilities Affected by the 1999 Turkey Earthquake,” *J. Perform. Constr. Facil.*, no. February, pp. 28–36, 2006.
- [2] L. Liberatore, L. Sorrentino, D. Liberatore, and L. Decanini, “Failure of industrial structures induced by the Emilia (Italy) 2012 earthquakes,” *Eng. Fail. Anal.*, vol. 34, pp. 629–647, 2013.
- [3] A. Belleri, E. Brunesi, R. Nascimbene, M. Pagani, and P. Riva, “Seismic Performance of Precast Industrial Facilities Following Major Earthquakes in the Italian Territory,” *J. Perform. Constr. Facil.*, vol. 29, no. 5, p. 04014135, 2015.
- [4] G. Magliulo, M. Ercolino, M. Cimmino, V. Capozzi, and G. Manfredi, “FEM analysis of the strength of RC beam-to-column dowel connections under monotonic actions,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 69, pp. 271–284, 2014.
- [5] H. Rodrigues, R. Sousa, and H. Vitorino, “Characterisation of Portuguese RC Precast Industrial Building Stock Characterisation of Portuguese RC Precast Industrial,” no. July, 2020.



## AVALIAÇÃO DE VIBRAÇÕES DE UM TRATOR DA FEUP

Bruno Augusto <sup>1</sup>, Pedro Menezes <sup>2</sup>, Pedro Campos <sup>3</sup>, Pedro Camacho <sup>4</sup>, Rafael Dias <sup>5</sup> Tomás Carneiro <sup>6</sup>, Nuno Ramos <sup>7</sup> & Mário Vaz <sup>8</sup>

<sup>1</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, bruno.r.augusto.brca@gmail.com;

<sup>2</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, pedroduartemenezes@gmail.com;

<sup>3</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, pedroj.silvacampos@gmail.com;

<sup>4</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, up201504810@fe.up.pt;

<sup>5</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, up201504459@fe.up.pt;

<sup>6</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, tomasmcarneiro@gmail.com;

<sup>7</sup> LOME, INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, nviriato@inegi.pt;

<sup>8</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, gmavaz@fe.up.pt.



### RESUMO

O presente artigo visa a apresentação dos resultados da análise de vibrações mecânicas realizada num dos tratores agrícolas da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, assim como toda a preparação e procedimento experimental que os originaram.

O tema das vibrações mecânicas é omnipresente e existem decretos-lei e regulamentação que regem a exposição do corpo humano às mesmas. Partindo deste pressuposto, foram analisadas normas portuguesas e internacionais de modo a gerar uma análise válida das vibrações, que foram medidas no sistema mão-braço e corpo inteiro. Com a ajuda de acelerómetros, foi criado um procedimento experimental. Este foi levado a cabo e os resultados foram tratados em MATLAB®. Para o efeito, foram criados scripts para passar os dados obtidos de aceleração para o domínio de frequências através de uma Transformada Rápida de Fourier. De seguida, discretizou-se a amplitude de aceleração segundo bandas de terço de oitava consoante o local onde esta foi medida. Através dos devidos fatores de ponderação, os valores totais de aceleração foram obtidos. Os resultados mostram que as vibrações a que o operador é sujeito se encontram dentro dos limites legais. Contudo, são considerados como pouco desconfortáveis, segundo a classificação da norma. De um ponto de vista da segurança, o estudo enfatiza a importância da análise de vibrações em operações de trabalho para conforto e segurança dos operadores.

Palavras-chave: Mecânica experimental / Vibrações Mecânicas / Análise de vibrações em corta-relva

### 1. INTRODUÇÃO

O presente artigo tem como propósito apresentar o processo e os resultados da análise de vibrações, realizada num trator agrícola da FEUP. A vibração mecânica é um fenómeno recorrente nas mais diversas máquinas e equipamentos utilizados pelo ser humano e é proveniente, em geral, de solicitações dinâmicas dos sistemas de acionamento ou da

interação com o exterior. A análise das vibrações produzidas por máquinas é relevante devido a diversos aspetos, mas destaca-se a determinação das vibrações transmitidas na interface máquina/utilizador. Visto que as vibrações mecânicas são prejudiciais para a saúde e conforto humano, é imperativo ter conhecimento dos níveis de exposição que o utilizador de uma dada máquina está exposto. Com o objetivo de analisar as vibrações emitidas pelo trator agrícola da FEUP, foi necessário fazer uma recolha e estudo de legislação relativa à exposição e produção de vibrações. A recolha e estudo de normas relativas à realização de medições de vibração, e tratamento dos resultados, foi também necessária. Em relação às medições, estas foram executadas com acelerómetros, juntamente com todo o equipamento de montagem e aquisição de dados necessário. As vibrações foram medidas na mão do utilizador, no assento (diretamente debaixo do traseiro) e no apoio para os pés (chassis). A interpretação dos resultados experimentais teve como precedente a manipulação apropriada dos dados adquiridos.

## 2. REGULAMENTAÇÃO

Para impedir legalmente a exposição dos trabalhadores a vibração excessiva, o Parlamento Europeu e o Conselho da União Europeia aprovaram a Diretiva no 2002/44/CE do Parlamento Europeu e do Conselho de 25 de Junho de 2002. Esta compila as prescrições mínimas de segurança e saúde em relação à exposição a vibração. Toda a exposição a vibrações excessivas pode levar a problemas físicos (e não só) irreparáveis, que se manifestam a curto, médio e longo-prazo.

### 2.1. DIRETIVA Nº2002/44/CE DO PARLAMENTO EUROPEU E DO CONSELHO DE 25 DE JUNHO DE 2002

O maior destaque desta diretiva vai para a apresentação dos valores limite e valores de ação de exposição para as vibrações transmitidas ao sistema mão-braço e ao corpo inteiro, apresentados na Tabela 1. Transcreve-se diretamente da norma as seguintes definições:

- **Valor de ação de exposição** - o valor da exposição pessoal diária, calculado num período de referência de oito horas, expresso em metros por segundo quadrado, que, uma vez ultrapassado, implica a tomada de medidas preventivas adequadas;
- **Valor limite de exposição** - o valor limite da exposição pessoal diária, calculado num período de referência de oito horas, expresso em metros por segundo quadrado, que não deve ser ultrapassado.

**Tabela 1 – Valores de ação de exposição e valores limite de exposição.**

Valores de Exposição	Sistema mão-braço	Corpo Inteiro
Valor de ação de exposição / $\text{ms}^{-2}$	2,5	0,5
Valor limite de exposição / $\text{ms}^{-2}$	5	1,15

### 3. NORMALIZAÇÃO

#### 3.1. NORMA EN ISO 5349-1

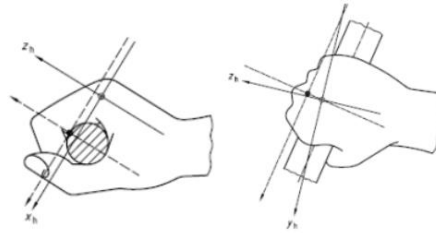
A presente parte da Norma ISO 5349 especifica os requisitos gerais em matéria de medição e descrição da exposição às vibrações transmitidas pelo sistema mão-braço segundo três eixos ortogonais. Define uma ponderação em frequências e filtros de limitação de banda a fim de permitir uma comparação uniforme das medições. Os valores obtidos podem ser utilizados para prever os efeitos nocivos das vibrações transmitidas ao sistema mão-braço, na gama de frequências abrangida pelas bandas de oitava compreendidas entre 8Hz e 1000Hz.

A seguinte simbologia é utilizada pela parte 1 da Norma ISO 5349:

- $a_{hw}(t)$  [ $\text{m/s}^2$ ]: valor instantâneo da aceleração, ponderada em frequência, das vibrações unidirecionais transmitidas pelo sistema mão-braço no instante  $t$ ;
- $a_{hw}$  [ $\text{m/s}^2$ ]: valor eficaz da aceleração, ponderada em frequência, das vibrações unidirecionais transmitidas pelo sistema mão-braço;
- $a_{hwx}$ ,  $a_{hwy}$ ,  $a_{hwz}$  [ $\text{m/s}^2$ ]: componentes no eixo  $x$ ,  $y$  e  $z$  de  $a_{hw}$ ;
- $a_{hv}$  [ $\text{m/s}^2$ ]: valor total da aceleração eficaz, ponderada em frequência. Representa a raiz quadrada da soma dos quadrados dos valores de  $a_{hw}$  segundo os três eixos;
- $A(8)$ : termo apropriado para a exposição diária às vibrações (valor total da vibração contínua equivalente para um período de 8h);
- $T$ : duração da exposição total diária às vibrações  $a_{hv}$ ;
- $T_0$ : duração de referência de 8h (28 800 s);
- $W_h$ : características da ponderação, em frequência, para as vibrações transmitidas pelo sistema mão-braço.

#### 3.1.1. CARACTERIZAÇÃO DAS VIBRAÇÕES TRANSMITIDAS PELO SISTEMA MÃO-BRAÇO

Em termos de transdutores de vibrações, a utilização de acelerómetros é viável. Relativamente à sua colocação e orientação, as vibrações transmitidas pelo sistema mão-braço devem ser medidas e registadas para as três dimensões de acordo com o sistema de coordenadas ortogonais definido pela Figura 1. As vibrações nas três direções deverão ser, preferencialmente, medidas simultaneamente. As medições devem ser efetuadas na superfície vibrante, o mais próximo possível do centro da zona de prensão da máquina, da ferramenta ou da peça trabalhada. Os transdutores deverão ser rigidamente ligados. As Normas ISO 5348 e 5349-2 dão mais informações sobre a montagem dos acelerómetros.



**Figura 1 - Sistema de coordenadas de mão, EN ISO 5349-1.**

A ponderação em frequência  $W_h$ , necessária na determinação da aceleração eficaz, reflete a importância das diferentes frequências em causar lesões às mãos. Supõe-se que as vibrações em cada uma das três direções têm um potencial de dano equivalente. As medições devem ser feitas nos três eixos e a avaliação da exposição às vibrações deverá assentar na seguinte grandeza:

$$a_{hv} = \sqrt{a_{hwx}^2 + a_{hwy}^2 + a_{hwz}^2} \quad (1)$$

### 3.1.2. CARACTERIZAÇÃO DA EXPOSIÇÃO TRANSMITIDA AO SISTEMA MÃO-BRAÇO

A fim de facilitar comparações entre exposições diárias de diferentes durações, a exposição diária às vibrações deve ser expressa em termos da energia equivalente do valor da vibração total, ponderado em frequência, para um período de 8h, representado por  $A(8)$ :

$$A(8) = \sqrt{\frac{1}{T_0} \times \sum_{i=1}^n (a_{hvi}^2 \times T_i)} \quad (2)$$

onde  $a_{hvi}$  é o valor da vibração total para a operação  $i$ ,  $n$  é o número de exposições individuais às vibrações e  $T_i$  é a duração da operação  $i$ .

### 3.1.3. CONVERSÃO DOS VALORES OBTIDOS POR BANDAS DE UM TERÇO DE OITAVA PARA ACELERAÇÕES PONDERADAS EM FREQUÊNCIA

A medição de  $a_{hw}$  requer a aplicação de filtros de ponderação em frequência e filtro passa-banda. Em alternativa à utilização de um filtro  $W_h$ , os valores eficazes das acelerações em bandas de um terço de oitava podem ser usados para obter a correspondente aceleração, ponderada em frequência. Esta foi a via tomada neste trabalho. O valor eficaz da aceleração ponderada em frequência,  $a_{hw}$ , pode ser calculado da seguinte forma:

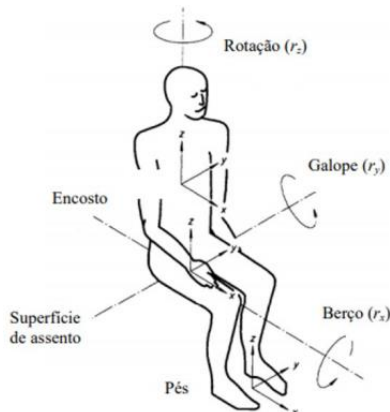
$$a_{hw} = \sqrt{\sum_i (W_{hi} a_{hi})^2} \quad (3)$$

onde  $W_{hi}$  é o fator de ponderação para a banda  $i$  em terços de oitava e  $a_{hi}$  [m/s<sup>2</sup>] é o valor eficaz da aceleração medido na banda  $i$  em terços de oitava.

### 3.2. NORMA NP ISO 2631-1

#### 3.2.1. MEDIÇÃO DE VIBRAÇÕES

A grandeza primária da amplitude da vibração deve ser a aceleração, expressa em  $m/s^2$ . A vibração deverá ser medida num sistema de coordenadas com a origem num ponto considerado de entrada da vibração no corpo (Figura 2).



**Figura 2 – Sistema de coordenadas para a medição de vibrações – posição: sentado, NP ISO 2631-1.**

O valor eficaz da aceleração ponderada em frequência deve ser determinado por ponderação e adição adequada de dados em banda estreita ou em banda de terço de oitava. A conversão de dados de banda de terço de oitava deve recorrer aos fatores de ponderação  $W_{hi}$ , definidos na norma, que diferem consoante tem-se a direção  $z$  ( $W_k$ ) ou  $x$  e  $y$  ( $W_d$ ). A aceleração ponderada deverá ser determinada em conformidade com a seguinte equação:

$$a_w = \sqrt{\sum_i (W_i a_i)^2} \quad (4)$$

na qual  $a_w$  representa a aceleração ponderada em frequência,  $W_i$  representa o fator de ponderação para a banda de terço de oitava  $i$  e  $a_i$  representa o valor eficaz da aceleração para a banda de terço de oitava  $i$ . O valor eficaz total da aceleração ponderada, determinada a partir das vibrações, em coordenadas ortogonais, pode ser calculado através de:

$$a_v = \sqrt{k_x^2 a_{wx}^2 + k_y^2 a_{wy}^2 + k_z^2 a_{wz}^2} \quad (5)$$

onde  $a_{wx}$ ,  $a_{wy}$  e  $a_{wz}$  representam os valores eficazes das acelerações ponderadas relativas aos eixos ortogonais  $x$ ,  $y$  e  $z$ , respetivamente e  $k_x$ ,  $k_y$  e  $k_z$  representam fatores multiplicativos.

#### 3.2.1. CONFORTO E SAÚDE

A norma permite realizar uma estimativa do efeito da vibração no conforto de pessoas saudáveis, especificando análises para diversas posições. No entanto, como na medição de



vibrações realizada, o operador se encontrava sentado, apenas será abordada esta posição. A Tabela 2 apresenta valores de referência que a norma define para cada estado de conforto.

**Tabela 2 – Estado de conforto, definido pelo intervalo de amplitudes equivalentes de vibração.**

Estado	Limite inferior de $a_{w,e}$ / ms <sup>-2</sup>	Limite superior de $a_{w,e}$ / ms <sup>-2</sup>
Não é desconfortável	-	0.315
Pouco desconfortável	0.315	0.63
Razoavelmente desconfortável	0.5	1
Desconfortável	0.8	1.6
Muito desconfortável	1.25	2.5
Extremamente desconfortável	2.5	-

No caso em estudo, a exposição a vibrações decorre durante mais do que um período com diferentes amplitudes de vibração. A amplitude da vibração equivalente  $a_{w,e}$ , ponderada em frequência, pode ser calculada através da expressão (6).

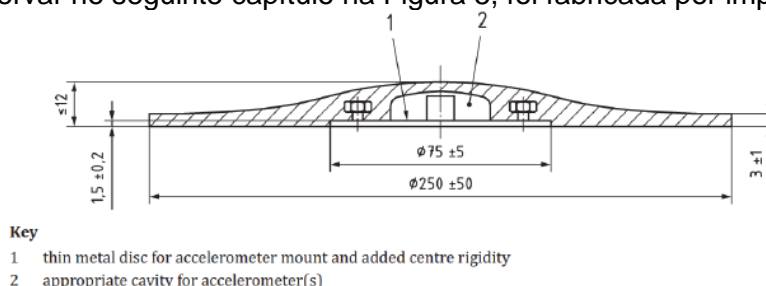
$$a_{w,e} = \left[ \frac{\sum a_{wi}^2 T_i}{\sum T_i} \right]^{1/2} \quad (6)$$

Caso sejam feitas medições em mais do que um ponto referente ao corpo inteiro, a análise deve ser feita não só numa perspetiva individual, mas também numa perspetiva global. A análise global tem como base o valor total global de vibração, obtido pela raiz da soma dos quadrados dos valores totais de vibração, em cada ponto de medição para o corpo inteiro (7).

$$a_v^{global} = \sqrt{\sum a_{vi}^2} \quad (7)$$

### 3.3. NORMA ISO 10326-1:2016

A norma ISO 10326-1:2016 apresenta soluções para a instrumentação dos assentos de veículos, quando se pretende realizar uma análise relativa às vibrações transmitidas pelo veículo ao utilizador. A Figura 3 tem presente a representação esquemática do disco de montagem, apresentada pela norma ISO 10326-1:2016. Uma versão deste equipamento, possível de observar no seguinte capítulo na Figura 5, foi fabricada por impressão 3D.



**Figura 3 – Instrumentação do assento, segundo a norma ISO 10326-1:2016.**

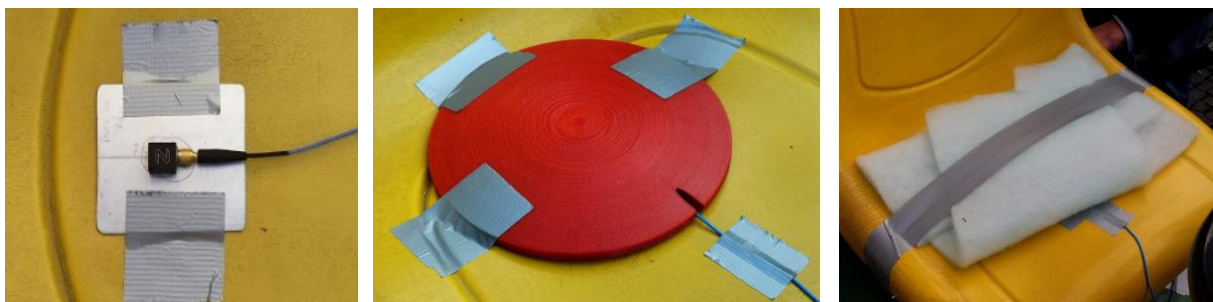
#### 4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

O teste do corta-relvas teve lugar no campus da FEUP, junto ao Departamento de Engenharia Mecânica, num trajeto de utilização rotineira. Inclui um percurso de relva a contornar algumas árvores com o pente no nível de corte e dois outros em cima do pavimento em paralelo. Para além destes casos, foram também executadas medições com o trator parado, que incluíram as ações de ligar e desligar o equipamento. O sistema de aquisição de dados foi montado no próprio corta-relvas, em cima do reservatório de relva cortada, localizado na parte traseira. Assim, dada a forma achatada da *UPS*, esta foi pousada no reservatório, à sua frente o chassis dos módulos de aquisição e o portátil pousado em cima. Todos os equipamentos foram fixos com cuidado ao trator, usando a fita adesiva. Posteriormente, iniciou-se a montagem dos acelerómetros no corta-relvas. O acelerómetro do pé foi fixo ao lado da borracha do apoio de pé, ou seja, na chapa que constitui o próprio apoio de pé. O acelerómetro não ficou diretamente na superfície de apoio ao pé, pois a cobertura de borracha estava solta.



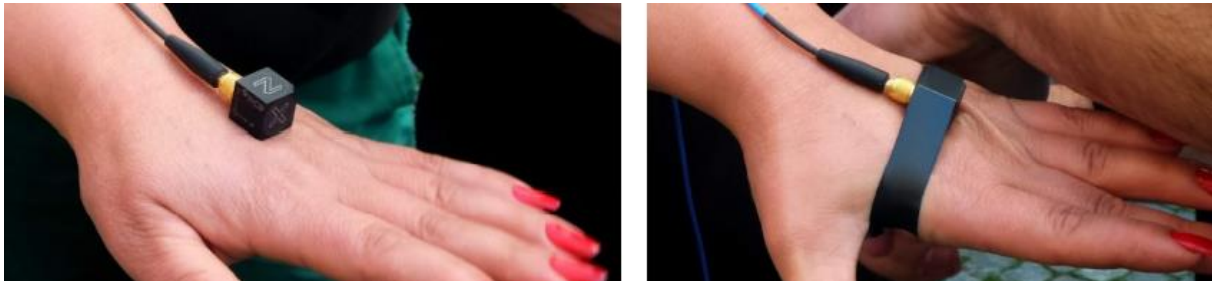
**Figura 4 – Montagem do acelerómetro do pé.**

Como observado na Figura 4, a montagem foi realizada com a ajuda de cera de abelha e o acelerómetro foi seguro, por cima, com fita adesiva. No fim, foram fixos os cabos de todos os acelerómetros ao trator. O acelerómetro do assento foi montado na chapa com cera de abelha na face de contacto, mas sem fita adesiva no topo, como mostra a Figura 5. O disco polimérico vermelho (fabricado por impressão 3D com base na norma ISO 10326-1:2016) foi colocado no topo, tendo precaução com a saída do fio do acelerómetro, e fixou-se o mesmo ao banco com a fita adesiva. Finalmente, colocou-se uma espuma por cima do conjunto e fixou-se o mesmo ao assento, também com a ajuda de fita adesiva.



**Figura 5 – Montagem do acelerómetro no assento.**

O último acelerómetro foi colocado no topo da mão e foi fixo com fita isoladora elétrica. O cabo do acelerómetro seguiu o braço, e foi fixo ao ombro com uma tira de fita adesiva. Foi então possível ligar um canal a cada ponto dos módulos de aquisição de dados.



**Figura 6 - Montagem do acelerómetro na mão da operadora.**

O corta-relvas realizou vários trajetos em relva (com o mecanismo de corte em funcionamento) e no paralelo. Na Figura 7, apresentam-se algumas imagens da realização da atividade experimental assim como da montagem definitiva do sistema de aquisição de dados.



**Figura 7 – Aspeto final da montagem e percurso em relva.**

## 5. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Os dados recolhidos pelos acelerómetros nos seis ensaios (2 para cada modalidade: “relva”, “paralelo” e “só a trabalhar”) foram tratados com recurso ao software MATLAB®. Para o efeito, foram criadas funções e *scripts* para tratamento dos dados, de acordo com as Normas EN ISO 5349-1 e NP ISO 2631-1. Os dados fornecidos por cada acelerómetro estavam escritos em termos de amplitude de aceleração (em  $g$ , onde  $g=9.81 \text{ ms}^{-2}$ ) em função do tempo (s), para cada componente em  $x$ ,  $y$  e  $z$ . Foi então necessário transformar o registo da resposta do sistema do domínio temporal para o domínio das frequências. Para o efeito, aplicou-se uma transformada rápida de Fourier, usualmente denominada por *FFT* (*Fast Fourier Transform*).

O passo seguinte consistiu em discretizar a resposta em aceleração, que já se encontra no domínio das frequências, para as bandas de frequência em terços de oitava mais importantes,



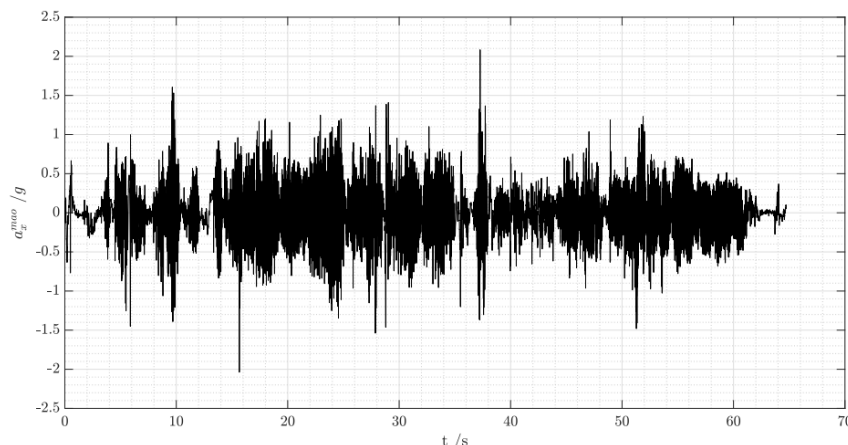
consoante o tipo de vibração. Para as vibrações no sistema mão-braço, considerou-se as bandas com frequências centrais entre 4 e 2000 Hz, que incluem o intervalo da norma ISO 5349-1. Para as vibrações transmitidas ao corpo inteiro (traseiro e pé) considerou-se as bandas explícitas na norma NP ISO 2631-1, com frequências centrais entre 0.1 e 400 Hz. Em cada banda calculou-se o valor eficaz (RMS) e representou-se através de um gráfico de barras.

O valor eficaz (RMS) de aceleração para cada intervalo de frequências,  $a_{hi}$  para o sistema mão-braço e  $a_i$  para corpo inteiro, foi posteriormente multiplicado pelo valor de ponderação associado. Para o sistema mão-braço, a expressão (3) permite calcular o valor eficaz da aceleração total ponderado  $a_{hw}$  na direção considerada enquanto que, para o corpo inteiro, tem-se  $a_w$  com a aplicação da expressão (4).

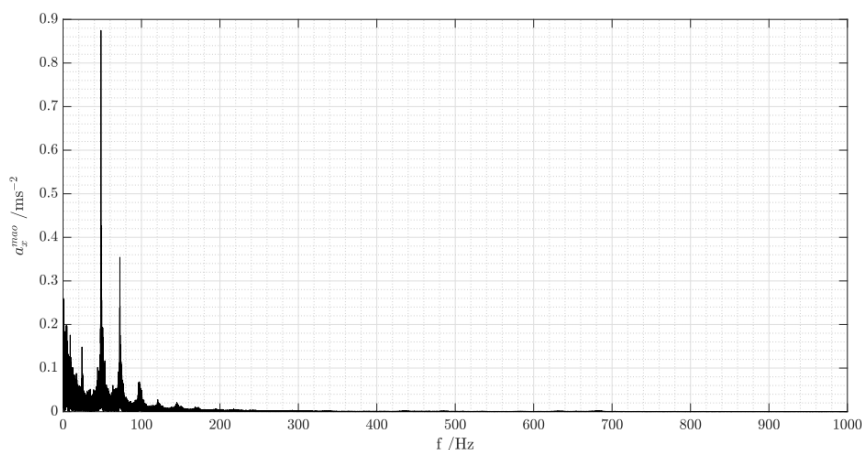
Os valores totais de aceleração  $a_{hv}$  e  $a_v$  ( $\text{ms}^{-2}$ ) foram determinados para cada ensaio, e para cada modo de funcionamento (paralelo, relva e só a trabalhar), através das expressões (1) e (5), respetivamente. Para o corpo inteiro ( $a_v$ ), considerou-se a hipótese que origina maiores valores de aceleração, isto é,  $k_x=1.4$ ;  $k_y=1.4$ ;  $k_z=1$ . A amplitude da vibração equivalente ( $a_{w,e}$ ) e o valor total global de aceleração ( $a_v^{global}$ ) foram obtidos pelas expressões (6) e (7) da norma 2631-1, respetivamente. Para a exposição média diária às vibrações (2), de acordo com a informação obtida junto dos jardineiros, considerou-se:

- Tempo total com o mini-tractor corta-relva: 4 horas;
- Parcela gasta em **relva**: 90% (3.6 horas);
- Parcela gasta em **paralelo**: 5% (0.2 horas);
- Parcela gasta **só a trabalhar**: 5% (0.2 horas).

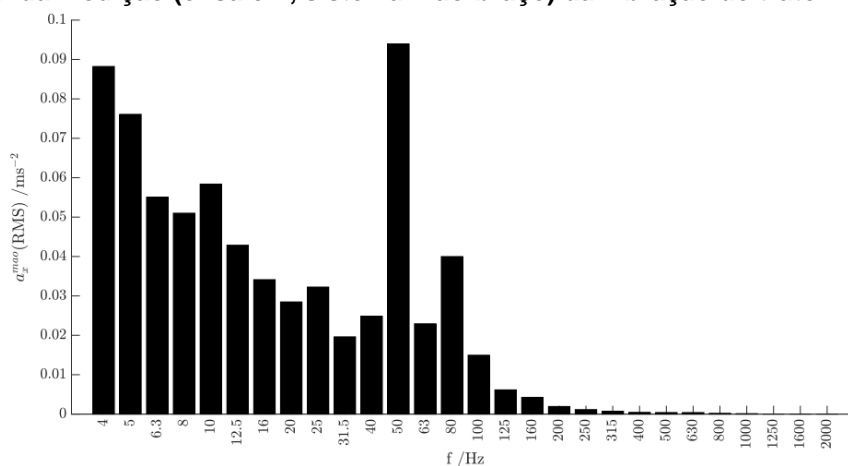
Apresenta-se de seguida, a título de exemplo, os gráficos de aceleração para o sistema mão-braço, direção x, ensaio 2, na relva.



**Figura 8- Resultado experimental, segundo a direção x, obtido na segunda medição (ensaio 2, sistema mão-braço) da vibração do trator na relva.**



**Figura 10 - Aceleração em função da frequência, segundo a direção x, obtida da segunda medição (ensaio 2, sistema mão-braço) da vibração do trator na relva.**



**Figura 9 - Aceleração discretizada (ISO 5349-1), segundo a direção x, obtida da segunda medição (ensaio 2, sistema mão-braço) da vibração do trator na relva.**

A Tabela 3 e Tabela 4 apresentam, respetivamente, um resumo dos resultados obtidos referentes à exposição média diária e à amplitude de vibração equivalente.

**Tabela 3 – Resumo dos resultados obtidos referentes à exposição média diária.**

Ponto de medição	A(8) (média) / ms <sup>-2</sup>	Valor de ação de exposição / ms <sup>-2</sup>	Valor limite de exposição / ms <sup>-2</sup>
Mão (sistema mão-braço)	0,1513	2.5	5
Traseiro	0,1850	0.5	1.15
Pé	0,1692	0.5	1.15
Corpo inteiro (valor global)	0,2506	0.5	1.15

**Tabela 4 – Resumo dos resultados relativos à amplitude de vibração equivalente.**

	Traseiro	Pé	Corpo inteiro (valor global)
Amplitude de vibração equivalente ( $a_{w,e}$ ) (média)	0,2616	0.2392	0.3544

## 6. DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Com base nos valores de exposição referidos na Tabela 3, constata-se que, de facto, a exposição média diária não atinge o valor de ação de exposição, tanto para as vibrações transmitidas para o sistema mão-braço, como para o corpo inteiro (pé e traseiro). Contudo, entre os dois tipos de vibração transmitida, é a aceleração de corpo inteiro que mais se aproxima do respetivo valor de ação ( $0.5 \text{ ms}^{-2}$ ), sendo no traseiro o local onde se mediu o maior valor:  $0.1850 \text{ ms}^{-2}$ . Numa perspetiva global das vibrações transmitidas ao corpo inteiro, o valor de exposição média diária aproxima-se ainda mais dos valores limite. Em termos de conforto, foi obtida uma amplitude equivalente de vibração média (Tabela 4), para a análise global do corpo inteiro, de  $0.3544 \text{ ms}^{-2}$ , que a norma ISO 2631-1 caracteriza como sendo um pouco desconfortável.

Uma questão pertinente para a análise dos resultados é entender a influência das ponderações utilizadas. As ponderações aplicadas aos valores de aceleração efetiva discretizados, no domínio das frequências, são obtidas de modo a destacar as amplitudes de aceleração produzidas nas frequências mais prejudiciais ao ser humano. A ponderação dá pouca importância às frequências menos danosas. Portanto, mesmo que sejam observadas amplitudes máximas da ordem dos  $4g$ , estas ocorrem com alguma raridade, e talvez sejam produzidas em frequências de pouca relevância, levando à obtenção de valores de exposição média diária baixos. Refere-se ainda o facto de que a duração diária total da exposição às vibrações (4 horas) é metade da duração de referência, para o cálculo da exposição média diária. Caso o tempo de utilização fosse superior, os valores de exposição média diária seriam naturalmente superiores e mais próximos dos valores críticos.

## 7. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi possível concluir os seguintes aspetos:

- Existem valores mínimos impostos, que limitam a aceleração a que um utilizador pode estar exposto, e a aceleração a partir da qual devem ser tomadas medidas de prevenção para a segurança dos utilizadores, instituídos pela Diretiva 2002/44/CE do Parlamento Europeu.
- Neste trabalho destacam-se as normas EN ISO 5349-1, que enfrenta as vibrações transmitidas ao sistema mão-braço; NP ISO 2631-1, que trata das vibrações transmitidas ao corpo inteiro; e ISO 10326-1:2016, que explicita a conceção de um disco de montagem, necessário para a medição de vibrações transmitidas pelo assento;

- A execução das medições de vibração requer uma panóplia considerável de equipamentos e acessórios, que inclui acelerómetros, cabos, módulos de aquisição, um computador, material adesivo, entre outros;
- Os resultados obtidos cumprem com os valores impostos pela diretiva europeia, pelo que não existe nenhuma irregularidade, ao contrário do que era esperado. No entanto, os resultados experimentais mostram que a amplitude equivalente de vibração do trator é suficiente para causar desconforto.

## **AGRADECIMENTOS**

Os autores gostariam de agradecer ao Professor Mário Vaz, pela orientação dada no desencadear deste trabalho assim como ao Eng. Nuno Viriato, pelo apoio. Ficamos também agradecidos ao Sr. Rui Silva e à Sra. Rosa Vieira, pelo tempo disponibilizado na realização dos testes. Agradecemos aos técnicos das Oficinas de Mecânica, pelo fornecimento de material necessário para a montagem do equipamento de medição. Por fim, agradecemos ao Prof. Pedro Leal Ribeiro e ao Prof. Gomes de Almeida, pelo apoio prestado no tratamento dos resultados experimentais.

## **REFERÊNCIAS**

Parlamento Europeu. Diretiva 2002/44/CE. 2002

International Standards Organization. ISO 5349-1 - Mechanical vibration | Measurement and evaluation of human exposure to hand-transmitted vibration | Part 1: General requirements. 2001

Instituto Português da Qualidade. NP ISO 2631-1 – Vibrações Mecânicas e Choque - Avaliação da exposição do corpo inteiro a vibrações - Parte 1 - Requisitos Gerais. 1997

International Standards Organization. ISO 10326-1:2016 - Mechanical vibration | Laboratory method for evaluating vehicle seat vibration | Part 1: Basic requirements. 2016

John Deere (site) - consultado em novembro de 2019

PCB Piezotronics (site) - consultado em dezembro de 2019

Ni – National Instruments (site) - consultado em dezembro de 2019

# AVALIAÇÃO DE VIBRAÇÕES DE UM TRATOR DA FEUP

Bruno Rafael Coutinho Augusto <sup>1</sup>, Pedro Duarte Carvalho Calhau de Menezes <sup>2</sup>, Pedro José Silva Campos <sup>3</sup>, Pedro Severino Fernandes Camacho <sup>4</sup>, Rafael da Silva Oliveira Dias <sup>5</sup>, Tomás de Meireles Carneiro <sup>6</sup>, Nuno Viriato Ramos <sup>7</sup> & Mário Augusto Pires Vaz <sup>8</sup>

<sup>1</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [bruno.r.augusto.brca@gmail.com](mailto:bruno.r.augusto.brca@gmail.com)

<sup>2</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [pedroduartemenezes@gmail.com](mailto:pedroduartemenezes@gmail.com)

<sup>3</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [pedroj.silvacampos@gmail.com](mailto:pedroj.silvacampos@gmail.com)

<sup>4</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [up201504810@fe.up.pt](mailto:up201504810@fe.up.pt)

<sup>5</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [up201504459@fe.up.pt](mailto:up201504459@fe.up.pt)

<sup>6</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [tomasmcarneiro@gmail.com](mailto:tomasmcarneiro@gmail.com)

<sup>7</sup> LOME, INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [nviriato@inegi.pt](mailto:nviriato@inegi.pt)

<sup>8</sup> INEGI, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, [gmavaz@fe.up.pt](mailto:gmavaz@fe.up.pt)

## RESUMO

O presente artigo visa a apresentação dos resultados da análise de vibrações mecânicas realizada num dos tratores agrícolas da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, assim como toda a preparação e procedimento experimental que os originaram.

O tema das vibrações mecânicas é omnipresente e existem decretos-lei e regulamentação que regem a exposição do corpo humano às mesmas. Partindo deste pressuposto, foram analisadas normas portuguesas e internacionais de modo a gerar uma análise válida das vibrações, que foram medidas no sistema mão-braço e corpo inteiro. Com a ajuda de acelerómetros, foi criado um procedimento experimental. Este foi levado a cabo e os resultados foram tratados em MATLAB®. Para o efeito, foram criados scripts para passar os dados obtidos de aceleração para o domínio de frequências através de uma Transformada Rápida de Fourier. De seguida discretizou-se a amplitude de aceleração segundo bandas de terço de oitava consoante o local onde esta foi medida. Através dos devidos fatores de ponderação, os valores totais de aceleração foram obtidos.

Os resultados mostram que as vibrações a que operador é sujeito se encontram dentro dos limites legais. Contudo, são considerados como pouco desconfortáveis, segundo a classificação da norma.

De um ponto de vista da segurança, o estudo enfatiza a importância da análise de vibrações em operações de trabalho para conforto e segurança dos operadores.

Palavras-chave: Mecânica experimental / Vibrações Mecânicas / Análise de vibrações em corta-relva

## 1. INTRODUÇÃO

A análise das vibrações produzidas por máquinas é relevante devido a diversos aspetos, mas destaca-se a determinação das vibrações transmitidas na interface máquina/utilizador. Visto que as vibrações mecânicas são prejudiciais à saúde e conforto humano, é imperativo ter conhecimento dos níveis de exposição a que o utilizador de uma dada máquina está exposto. Com o objetivo de analisar as vibrações emitidas pelo trator agrícola da FEUP, foi necessário fazer uma recolha e estudo de legislação relativa à exposição e produção de vibrações. A recolha e estudo de normas relativas à realização de medições de vibração e tratamento dos resultados foi também necessária.



## 2. DESCRIÇÃO

O trator realizou vários trajetos em relva (com o mecanismo de corte em funcionamento), no paralelo e em posição estacionária. No fim da atividade, os dados foram descarregados para um dispositivo USB e importados para a análise. No caso presente, foi utilizado o software MATLAB® para importação e tratamento dos dados. Os resultados foram analisados e apresentados.



Fig. 1 – Montagem dos acelerómetros e sistema de aquisição de dados no trator para o teste.

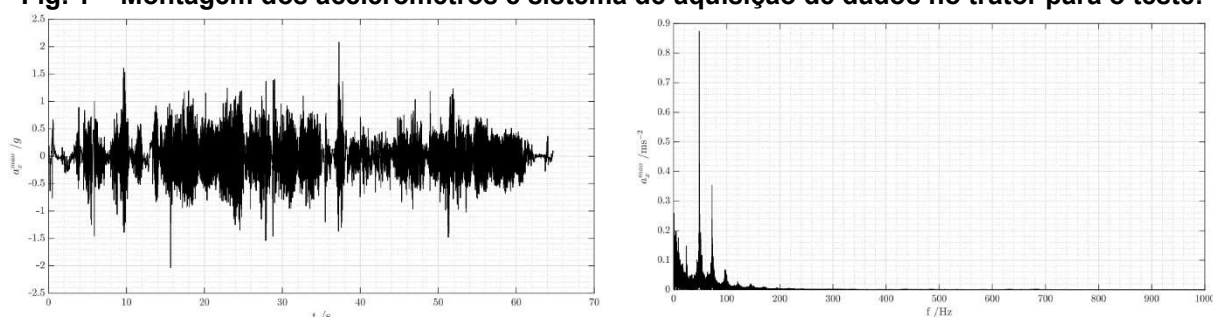


Fig. 2 – Sistema mão-brasço – dados experimentais obtidos para a aceleração segundo a direção x em função do tempo (esquerda) e no regime das frequências (direita).

## 3. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos cumprem com os valores impostos pela diretiva europeia já referida, pelo que não existe nenhuma irregularidade, ao contrário do que era esperado. No entanto, os resultados experimentais mostram que a amplitude equivalente de vibração do trator é suficiente para causar desconforto.

## REFERÊNCIAS

- [1] Parlamento Europeu. Diretiva 2002/44/CE. 2002
- [2] International Standards Organization. ISO 5349-1 - Mechanical vibration | Measurement and evaluation of human exposure to hand-transmitted vibration | Part 1: General requirements. 2001
- [3] Instituto Português da Qualidade. NP ISO 2631-1 – Vibrações Mecânicas e Choque - Avaliação da exposição do corpo inteiro a vibrações - Parte 1 - Requisitos Gerais. 1997
- [4] International Standards Organization. ISO 10326-1:2016 - Mechanical vibration | Laboratory method for evaluating vehicle seat vibration | Part 1: Basic requirements. 2016
- [5] John Deere (site) - consultado em novembro de 2019
- [6] PCB Piezotronics (site) - consultado em dezembro de 2019
- [7] Ni – National Instruments (site) - consultado em dezembro de 2019

## PROJETO DE SISTEMA SCADA PARA O NOVO PARADIGMA DA INDÚSTRIA 4.0

Luís Vicente <sup>1</sup> & Mário J.G.C. Mendes <sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> ISEL - Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, Instituto Politécnico de Lisboa, Portugal,  
email: a42292@alunos.isel.pt e mario.mendes@isel.pt

<sup>2</sup> Centre for Marine Technology and Ocean Engineering (CENTEC), Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Lisbon, Portugal



### RESUMO

A Indústria 4.0 veio introduzir grandes mudanças, não só na necessidade de altos níveis de automação, mas sobretudo na necessidade de processos de comunicação eficientes. Desta forma, torna-se fundamental compreender e adaptar os sistemas de supervisão, controlo e aquisição de dados (SCADA) ao novo paradigma da Indústria 4.0. No âmbito desta temática este artigo propõe, recorrendo a uma plataforma de *software* comercial, um novo paradigma de sistema SCADA para integrar o conceito de fábrica inteligente, indo ao encontro da necessária digitalização das empresas. Para tal, foi projetado um *software* SCADA universal, onde foram abordadas algumas das novas capacidades introduzidas pela Indústria 4.0, como a interação com a *internet* industrial das coisas, a computação em nuvem, a comunicação máquina-máquina, o *Big Data* e a Cibersegurança. Para demonstrar as novas e necessárias potencialidades dos sistemas SCADA, implementou-se um caso de estudo real, demonstrando a transformação digital em curso.

Palavras-chave: Monitorização / Sistema de supervisão, controlo e aquisição de dados / Internet Industrial das Coisas / Fábrica Inteligente / Indústria 4.0

### 1. INTRODUÇÃO

A Indústria 4.0 traduz a quarta revolução industrial, caracterizada pela necessidade de juntar os conhecimentos obtidos na área de automação com as novas tecnologias digitais disponíveis no mercado (Marr, 2018). A visão desta revolução é passar de um processo físico para um sistema ciber-físico (CPS) integrado na produção, onde o mundo físico está totalmente integrado ao mundo cibernético. Desta forma a Indústria 4.0 pretende atingir uma

conexão em rede, traduzida pelo conceito de fábrica inteligente, onde é proporcionada a comunicação entre as pessoas, os processos e os equipamentos. Para além dos CPS, para uma conexão em rede, a Indústria 4.0 vem promover a implementação de *internet* industrial das coisas (IIoT), sistemas integrados, computação em nuvem, *Big Data* (BD), comunicação máquina-máquina (M2M), a monitorização de avarias em tempo real, a virtualização dos processos, entre outros conceitos, de modo a promover a interligação entre toda a fábrica e transformar os dados adquiridos numa vantagem competitiva (Qassim *et al.* 2017). Os diversos conceitos apresentados devem ser abrangidos por todos os setores duma organização, mantendo-os interligados (Cotteleer e Sniderman 2017). De modo a existir uma supervisão e uma troca de informação eficaz, a adoção dos conceitos apresentados é fundamental (Vaidya, 2018). O crescente aumento da automação proveniente da nova abordagem industrial, tem vindo a permitir atingir maiores níveis de supervisão dos processos, em grande parte devido ao aumento significativo de elementos sensoriais e da colaboração digital. Há vários anos que a supervisão dos processos industriais é feita através de sistemas SCADA, no entanto, com a mudança de paradigma na Indústria 4.0 são agora exigidas as novas funcionalidades já apresentadas. O objetivo deste trabalho é desenvolver um *software* SCADA, destacando o papel deste no conceito de fábrica inteligente. O *software* a projetar deve permitir implementar um sistema SCADA funcional, combinando todas as funções tradicionais destes sistemas com os novos requisitos da quarta revolução industrial.

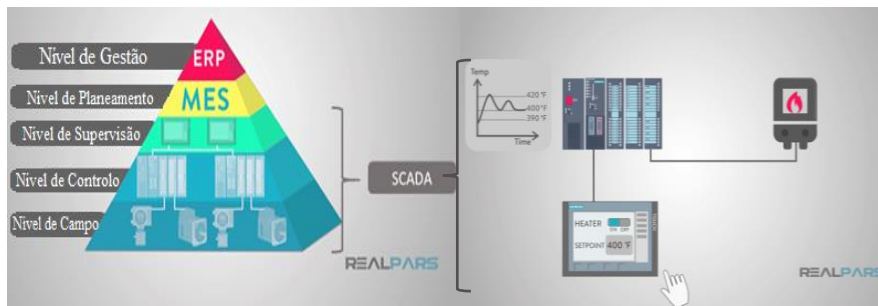
Este artigo está organizado com as seguintes secções: secção II, Sistemas SCADA na Indústria 4.0, onde são referidas as potencialidades dos sistemas SCADA; secção III, Plataforma de *software* SCADA, onde é selecionada a plataforma para desenvolver o *software* SCADA, secção IV, Projeto do *software* SCADA, onde é apresentado o projeto; secção V, Simulação e testes do sistema SCADA; secção VI, Conclusão.

## **2. SISTEMAS SCADA NA INDÚSTRIA 4.0**

A troca de informação dentro das organizações é realizada através de redes de comunicação. Num ambiente 4.0 todas as redes de comunicação devem integrar-se através da IIoT, proporcionando a criação de um CPS, onde existe uma interligação entre o mundo virtual e o mundo físico (Parrott, 2017). As principais redes de comunicação nas organizações são a rede horizontal e a rede vertical. A rede horizontal integra toda a cadeia de valor dos produtos desde os fornecedores até aos clientes. Enquanto a rede vertical, interliga o chão de fábrica aos diferentes níveis de organização e gestão duma empresa (Uriarte, 2018). Quando ambas as redes de comunicação são integradas num CPS, ocorrem melhorias nos processos de

partilha de informação entre máquinas, fornecedores, trabalhadores e clientes. Esta integração possibilita ainda, a monitorização e o controlo dos processos produtivos e a adaptação dos processos de fabrico às necessidades dos clientes (Zanni, 2015).

A pirâmide de automação, representada na Fig. 1, pode ser considerada uma rede de integração vertical, que descreve os diversos patamares de automação numa fábrica, desde o chão de fábrica até aos diferentes níveis de gestão (Uriarte *et al.* 2018). Com a adoção da Indústria 4.0 é agora exigido a comunicação entre todos os níveis organizacionais da pirâmide da automação, criando assim um fluxo de dados bidirecional entre todos os níveis, transmitindo a informação para toda a organização, por forma a possibilitar aos usuários finais a tomada de decisões baseadas nos dados e consequentemente melhorar os seus processos.



**Fig. 1 - Pirâmide da Automação [Inspirado em (Real Pars, 2019)].**

Um sistema SCADA engloba os três primeiros níveis da pirâmide de automação, desde os sensores e atuadores presentes no chão de fábrica, passando pelos controladores lógicos programáveis (PLCs) até à interação com os humanos através das interfaces homem-máquina (HMIs). É muito importante adequar o *design* das interfaces das HMIs às necessidades dos operadores. Uma interface bem projetada, com uma leitura fácil e opções claras, causa menos erros, aumenta a produtividade, reduz o *stress* do operador e evita perdas significativas para as indústrias. Infelizmente, na maioria dos casos, as interfaces têm contribuído (devido aos seus fracos desenhos), para aumentar incidentes e acidentes, causando resultados não esperados (ISA, 2016).

Com a aquisição de novas capacidades, os sistemas SCADA tornam-se cada vez mais uma peça chave para a adoção de um CPS, integrado no conceito de fábrica inteligente. Estes promovem a comunicação e a troca de dados entre todas as camadas da pirâmide da automação em tempo real (Zanni, 2015). No entanto, devido à permanente ligação à *internet*, passou a existir a possibilidade de ocorrerem diversos ataques cibernéticos nos sistemas SCADA, obrigando à introdução de sistemas de segurança cibernética (Bhamare *et al.*, 2020; Upadhyay, 2019).



### 3. PLATAFORMAS DE SOFTWARE SCADA

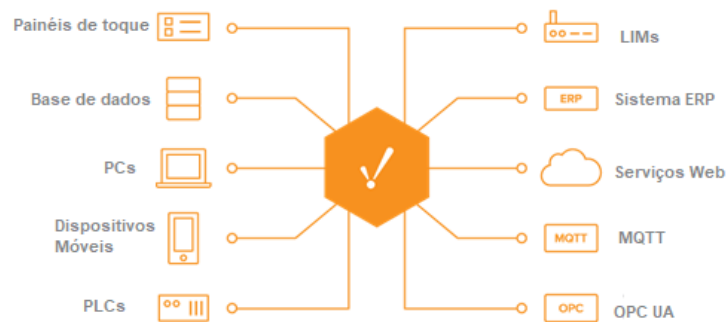
A maioria dos *software* SCADA são projetados através de plataformas especializadas. Assim para desenvolver um *software* SCADA que cumpra os atuais requisitos da Indústria 4.0 recorreu-se a uma plataforma de *software* SCADA comercial. Na seleção da plataforma consideraram-se as seguintes premissas: baseada na IIoT e em protocolos abertos, que trabalhasse com qualquer sistema operativo e com qualquer marca de PLCs/HMIs, que permitisse comissionamento via web e na *cloud*, que trabalhasse tanto em *desktop* como em *smartphones* (mobilidade total), permitisse a monitorização e controlo remoto, que fosse escalável, que tivesse técnicas de cibersegurança modernas e que tivesse licenciamento ilimitado nas variáveis. Além claro do suporte técnico fornecido e da capacidade de armazenamento dos dados e ligação a sistemas ERP (*Enterprise Resource Planning*). A Tabela 1 identifica as diversas plataformas de *software* comerciais, desenvolvidas por diversas organizações, que possibilitam desenhar um *software* SCADA.

**Tabela 1 – Plataformas de *software* SCADA** (Muthukrishnan 2019)

<b>Plataformas de <i>Software</i> SCADA</b>	<b>Fornecedor</b>
MicroSCADA Pro	ABBsistema®
AggreGate SCADA / HMI	Tibbo SYSTEMS®
DAQFACTORY HMI / SCADA SOFTWARE	Azeotech®
CIMPLICITY	GE Digital®
iFIX	
CREW	Esa Automation®
GENESIS64	ICONICS®
zenon	COPADATA®
zenon Operator	
Ignition 8	Inductive Automation®
iX HMI Software	Beijer electronics®
GT SoftGOT	Mistubishi Electric®
FACTORYTALK VIEW MACHINE EDITION	Rockwell Automation®
SIMATIC WinCC V7 SCADA	Siemens®
vtscada	Trihedral®

Entre as várias plataformas de *software* SCADA, para desenvolver este projeto foi selecionado o Ignition, fornecido pela Inductive Automation®, tendo em conta que é uma plataforma de *software* universal e que cumpre com todos os requisitos que um *software* SCADA deve ter na Indústria 4.0.

Esta plataforma de *software* é caracterizada como um centro de comunicações (tal como representado na Fig. 2, e cumpre todas as premissas atrás referidas. Esta plataforma pode ser utilizada desde o chão de fábrica até ao departamento de vendas e *marketing*, permitindo quebrar as barreiras entre os sistemas SCADA e outros sistemas, resultando em eficiências que não seriam possíveis de outra maneira.



**Fig. 2 - Conexões possíveis com a plataforma de *software* Ignition [Inspirado em (Craig 2014)].**

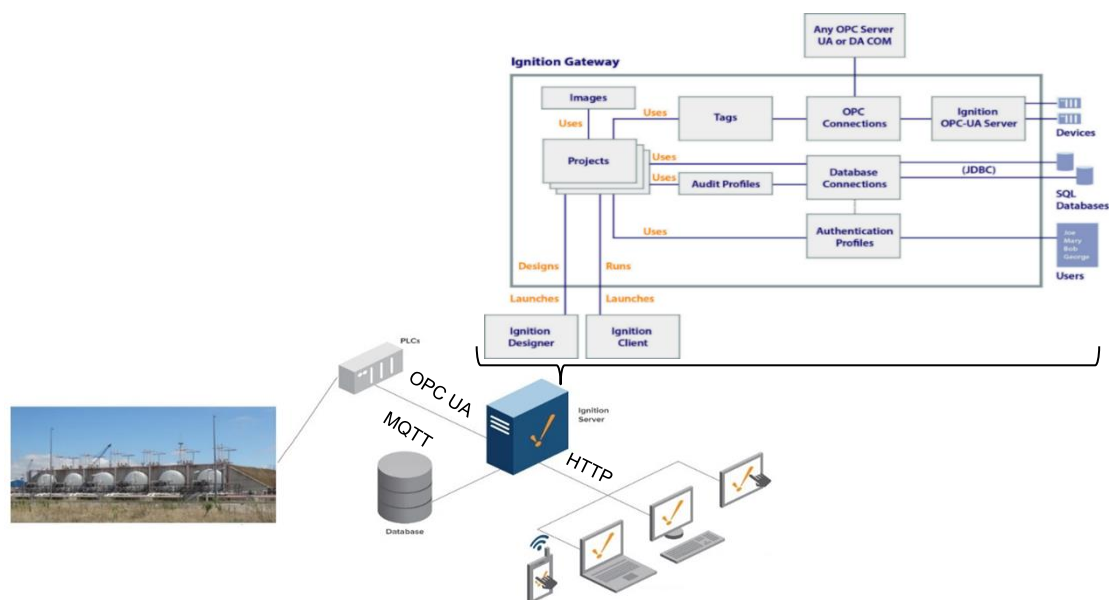
Outra das funcionalidades importantes que levaram à seleção do Ignition, prende-se com a sua escalabilidade, ou seja a capacidade de atualizar cada projeto à medida da necessidade de cada utilizador, permitindo ampliar a sua arquitetura base. Além disso, este possui uma arquitetura modular que permite adicionar mais módulos ao longo do tempo, introduzindo novas funcionalidades, garantindo assim a capacidade de se adaptar às necessidades futuras dos sistemas SCADA.

#### **4. PROJETO DO SOFTWARE SCADA**

No âmbito deste trabalho, foi desenvolvido um *software* SCADA que permite supervisionar processos numa indústria inteligente. Com o intuito de desenvolver um projeto com aplicação prática no mercado atual, o caso de estudo (embora simulado) é baseado num processo real, o controlo e a supervisão de um parque de combustíveis. Por motivos de confidencialidade não é possível identificar o parque de combustíveis em questão. O parque de combustíveis é então composto pela receção de combustível (via navio), pelo armazenamento do combustível em reservatórios e pela expedição do combustível através de camiões-cisterna. Neste parque, todas as operações são controladas de forma automática com recurso a PLCs. O *software* SCADA desenvolvido faz a monitorização e a supervisão de todas as operações, e procura responder a todas as necessidades introduzidas pela Indústria 4.0. Como o parque de combustíveis é uma instalação de alto risco (pois armazena fluidos inflamáveis) é essencial possuir um sistema SCADA que garanta também a segurança operacional da instalação.

#### 4.1 Arquitetura idealizada para o sistema SCADA

Dependendo da dimensão e complexidade, os sistemas SCADA podem apresentar diversas arquiteturas. Antes do projeto do *software* SCADA propriamente dito, foi idealizada uma arquitetura possível de implementar através do projeto em desenvolvimento. A idealização da arquitetura para um sistema SCADA permite especificar os diversos componentes que irão comunicar com o *software* SCADA. Deste modo, a arquitetura idealizada para o sistema SCADA encontra-se representada na Fig. 3. Esta arquitetura é composta por um servidor onde o Ignition Gateway é instalado. No Ignition Gateway é alojado o *software* SCADA em desenvolvimento, possibilitando a conexão com PLCs e bases de dados, permitindo o acesso



**Fig. 3 – Arquitetura do sistema SCADA (Inspirado em (I. Automation, 2019)).**

de diversos dispositivos. Esta arquitetura é considerada a mais simples, no entanto, esta serve como ponto de partida para arquiteturas mais complexas, uma vez que pode ser adaptada a qualquer momento, caso haja necessidade. O servidor onde o Ignition Gateway é instalado está permanentemente ligado à internet, criando assim uma arquitetura baseada na IIoT, onde toda a informação pode ser transmitida e acedida em qualquer lugar.

Para desenvolver um *software* SCADA universal, todas as *Tags* (etiquetas/símbolos de programação) necessárias ao controlo e supervisão do parque de combustíveis foram criadas através do *software* SCADA. Esta estratégia permite desenvolver todo o projeto sem a necessidade de conexão aos PLCs, permitindo posteriormente a ligação com qualquer marca de PLCs. O *software* SCADA desenvolvido utiliza a ligação aos bancos de dados, tanto para armazenar grandes quantidades de dados como para a troca de dados com outros *softwares*.

Devido às potencialidades da plataforma de *software* Ignition, que permite uma fácil conexão com a *internet*, o banco de dados pode estar localizado num servidor ou na nuvem. A ligação do *software* SCADA com a *internet*, assim como a ligação com os bancos de dados presentes na nuvem, permite que *softwares* de análise de *Big Data* (*machine learning* por exemplo) acedam aos dados, efetuando as análises necessárias (quer online quer offline). Adicionalmente, a plataforma de *software* Ignition suporta os protocolos de comunicação *Open Platform Communications United Architecture* (OPC UA) e *Message Queuing Telemetry Transport* (MQTT), permitindo que o *software* SCADA desenvolvido se interligue com os diversos dispositivos presentes no parque de combustíveis, promovendo a comunicação M2M, o que se traduz num aumento da automação e numa comunicação universal através de protocolos abertos.

#### **4.2. Funções do *software* SCADA**

No contexto da Indústria 4.0, com os modernos sistemas SCADA, os operadores devem ter acesso a todas as operações no parque de combustíveis, permitindo o acesso a todas as informações, evitando e alertando para eventuais avarias. Tendo isto em vista, foram desenvolvidas as seguintes funções no *software* SCADA:

##### **a) Supervisão em tempo real**

Para permitir a supervisão do parque de combustíveis em tempo real, a partir de qualquer lugar, foram desenvolvidas duas aplicações de supervisão, que apesar de simulares apresentam objetivos diferentes. A integração das duas aplicações cria um *software* que permite o ajuste às necessidades de cada utilizador, em cada situação. Uma aplicação é dedicada à supervisão de todo o parque de combustíveis, a partir do chão de fábrica ou de salas de controlo, e foi desenvolvida recorrendo ao módulo *Vision* do Ignition. Enquanto a outra é dedicada à supervisão do parque de combustíveis, em qualquer lugar, a partir de dispositivos móveis com acesso à *internet* e via protocolo de comunicação *Hyper Text Transfer Protocol* (HTTP), desenvolvida recorrendo ao módulo *Perspective* do Ignition. Apesar de apresentarem objetivos diferentes, ambas as aplicações de supervisão são idênticas. Todas as janelas (sinópticos) dedicadas à supervisão foram desenvolvidas seguindo as recomendações da norma ANSI/ISA-101.01-2015. Desta forma, as janelas referidas foram construídas numa escala de cinza recorrendo a animações e cores vivas (vermelho e verde) para demonstrar o estado dos processos e situações anormais como alertas ou alarmes.

Como referido anteriormente, a aplicação em *Perspective* é dedicada aos dispositivos móveis com tamanhos de ecrãs distintos, contendo duas versões. Uma versão é dedicada a ecrãs



com uma largura superior a 540 pixels (Fig. 4 a) e outra para os dispositivos com ecrãs inferiores a esse valor (Fig. 4 b). Ambas as aplicações permitem executar as mesmas tarefas, apresentando diferenças apenas no seu *layout*, por forma a melhor se adaptarem às necessidades dos utilizadores.



**Fig. 4 - Layout da aplicação em *Perspective*. a) Ecrã com largura superior a 540 pixels. b) Ecrã com largura inferior a 540 pixels.**

### **b) Troca e comunicação dos dados**

A Indústria 4.0 exige uma constante troca de informação entre todas as aplicações organizacionais. De modo a garantir essa troca de informação, o *software* SCADA desenvolvido permite recolher, transmitir e armazenar todos os dados referentes ao parque de combustíveis. Devido à interligação e comunicação do *software* SCADA com os PLCs que controlam o parque de combustíveis, há uma permanente aquisição de dados relativos ao estado dos processos. A interligação com o banco de dados permite que o *software* SCADA armazene todos os dados relevantes, possibilitando ainda que outros softwares acedam a esses dados e fazendo com que a informação esteja disponível em qualquer lugar e a qualquer hora.

A geração e gestão de alarmes é uma das funções fundamentais de qualquer *software* SCADA e, neste caso, para se garantir a segurança do parque de combustíveis. Em caso de falhas é fundamental que o problema seja identificado, que o alarme correspondente seja ativado, notificando os responsáveis por essa secção e que a solução do problema seja encontrada (automaticamente ou manualmente) por forma a solucionar o problema no menor intervalo de tempo possível. Para além dos alarmes ativos ficarem visíveis nas aplicações de supervisão, é fundamental notificar os utilizadores sempre que um alarme é ativado, para que estes possam ser solucionados no menor tempo possível.

### **c) Relatórios de alarmes automatizados**

Os relatórios são um dos recursos mais importantes para transmitir informações dos operadores aos administradores. No conceito da Indústria 4.0, automatizar os relatórios torna-se assim uma necessidade, para que as organizações possam usufruir de todas as suas vantagens. Por forma a analisar as ocorrências de alarme, foi automatizado um relatório semanal com todos os alarmes ocorridos nesse período. O processo de distribuição dos relatórios também foi automatizado, assim o relatório de alarmes é enviado por e-mail para os utilizadores configurados.

### **d) Segurança do *software* SCADA**

Garantir a segurança das operações no parque de combustíveis é fundamental, uma vez que com a constante ligação há internet aumenta o risco de ciberataques. Deste modo, a estratégia adotada para manter a segurança cibernética do *software* SCADA do parque de combustíveis passa por manter o seu acesso restrito. Esta estratégia é sustentada numa política baseada em funções, onde as permissões de segurança são definidas para essas funções, em vez de definidas para utilizadores específicos. As funções permitem que os utilizadores sejam atribuídos, removidos ou adicionados sem afetar a política de segurança. A cada utilizador é atribuída uma ou mais funções. Dependendo da função atribuída, variam as permissões de cada utilizador (Ignition Documentation, 2020). As funções definidas são baseadas nas necessidades dos utilizadores, bloqueando as ações não autorizadas, por forma a evitar erros e garantir a segurança do parque de combustíveis. Cada utilizador tem de possuir uma conta, onde para aceder ao sistema necessita do seu *username* e *password*.

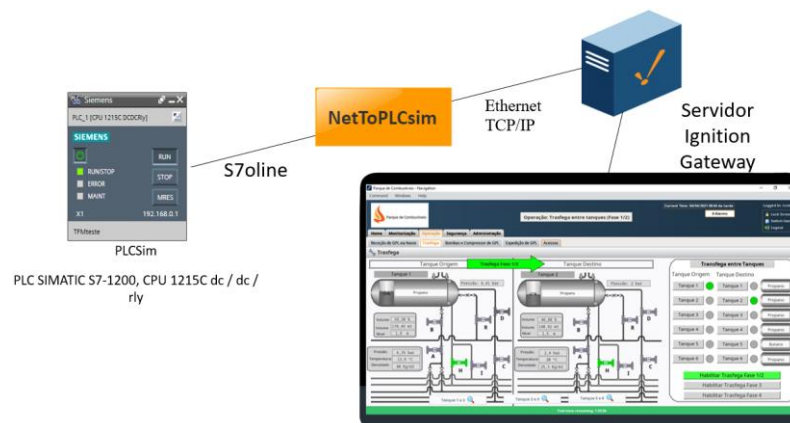
De modo a registar todas as ações realizadas através das aplicações de supervisão, foi desenvolvido um sistema de auditoria. O sistema de auditoria permite registar automaticamente as ações que ocorrem no sistema, como por exemplo, abrir e fechar uma válvula ou introduzir um novo utilizador. Todas essas ações são registadas numa tabela do banco de dados automaticamente, que pode ser consultada nas aplicações de supervisão que constituem o *software* SCADA.

## **5. SIMULAÇÃO E TESTES DO SISTEMA SCADA**

Após o projeto concluído foi criado um sistema SCADA virtual, através do *software* SCADA desenvolvido, para aferir/testar o funcionamento de todas as suas funcionalidades. O servidor Ignition, onde está inserido o *software* SCADA foi assim conectado a um PLC virtual localizado no mesmo servidor. O PLC virtual simula o funcionamento do PLC SIMATIC S7-1200, CPU 1215C DC/DC/Rly, recorrendo ao programa PLC-Simulation S7 (PLCSIM), onde foram

carregadas algumas funções dedicadas ao controlo do parque de combustíveis, desenvolvidas através do programa Tia Portal da Siemens®.

A ligação entre o PLC virtual e o *software* SCADA foi realizada através do protocolo de comunicação Ethernet TCP/IP, recorrendo ao programa NetToPLCsim, como representado na Fig. 5, onde as informações foram transferidas através do padrão tecnológico OPC UA. Após o sistema SCADA virtual configurado, através das diversas aplicações de supervisão foram testadas as várias funcionalidades do *software* SCADA apresentadas neste artigo.



**Fig. 5 – Configuração do sistema SCADA virtual**

Através do *software* SCADA desenvolvido é possível supervisionar todas as operações existentes no parque de combustíveis. Este está inserido num servidor ligado constantemente à página *Gateway* do Ignition localizada na *internet*, proporcionando uma arquitetura em rede, baseada na IIoT, onde toda a informação pode ser transmitida e acedida.

O *software* SCADA desenvolvido permite interligar todos os PLCs que controlam todos os processos, com todos os trabalhadores e com todos os equipamentos. Este tem a capacidade de se conectar com PLCs de diversas marcas, através dos protocolos MQTT e OPC UA, possibilitando a comunicação mesmo quando os PLCs se encontrarem fisicamente afastados, tornando o *software* desenvolvido universal. Este *software* suporta ainda a comunicação com todos os equipamentos que venham a ser instalados através do protocolo OPC UA. Para se conectar com os trabalhadores, o *software* SCADA pode ser acedido através das diversas tipologias de HMIs, como é o caso de monitores, computadores, *smartphones* e *tablets*, recorrendo à *internet* através do protocolo HTTP. O *software* SCADA desenvolvido também se conecta a bases de dados localizadas tanto em servidores como na nuvem.

A plataforma onde o *software* SCADA foi desenvolvido é baseada em módulos. Deste modo é possível adicionar funcionalidades à plataforma de *software* Ignition, o que se traduz na

possibilidade de adicionar funcionalidades ao *software* SCADA à medida das necessidades da organização. Por outro lado, a divisão por módulos possibilita que em caso de falha numa funcionalidade as restantes continuam ativas.

Em termos de supervisão, o *software* SCADA projetado dá a capacidade aos utilizadores de supervisionarem processos, tanto no chão de fábrica (a partir da aplicação em *Vision*), como em qualquer lugar do mundo (a partir da aplicação em *Perspective*), através de qualquer dispositivo com acesso à *internet*. Este *software* permite ainda, recolher e transmitir informações sobre o estado da produção, aceder a informações provenientes de outros sistemas organizacionais, gerar alertas e alarmes notificando os utilizadores, gerar relatórios automaticamente e registar todas as ações realizadas através das aplicações de supervisão.

A estratégia de segurança adotada baseia-se em tornar o acesso ao *software* SCADA restrito. Deste modo para aceder ao sistema referido é necessária uma conta de utilizador. Além disso, as permissões dentro do *software* SCADA são limitadas, consoante a função dos utilizadores. Desta forma, esta estratégia reduz as possibilidades de alguém inadvertidamente colocar em perigo as operações dentro do parque de combustíveis. Todas as ações realizadas pelos utilizadores no *software* SCADA são ainda armazenadas através de processos de auditoria, reforçando assim a segurança deste sistema. Através do sistema SCADA simulado, verificou-se que todas as funções enumeradas funcionam corretamente.

## 6. CONCLUSÕES

O *software* SCADA projetado cumpre com os principais conceitos introduzidos pela Indústria 4.0, promovendo o conceito de fábrica inteligente. Assim, este trabalho tenta demonstrar a importância dos novos tipos de *software* SCADA, nomeadamente as novas capacidades ajustadas à revolução industrial em curso, como a modularidade, trabalho em nuvem, virtualização dos sistemas e HMI com acesso remoto via *internet*. O moderno *software* SCADA pretende aumentar a eficiência dos sistemas produtivos e diminuir o tempo de resposta às avarias no sistema, mantendo os trabalhadores sempre informados dos acontecimentos. Conclui-se assim que a adoção de um sistema SCADA baseado na IIoT é um dos passos estratégicos para materializar a fábrica inteligente do futuro. O aspeto mais importante num projeto de um *software* SCADA é a aprovação dos seus utilizadores por forma a torná-los mais produtivos. Assim, o próximo passo deste projeto deve passar por desenvolver um gêmeo digital, que possa ser testado pelos utilizadores, recolhendo o seu *feedback* e, introduzindo as mudanças necessárias no projeto por forma a satisfazer as suas

necessidades. Um sistema SCADA não é um projeto estático. Assim, este deve ser atualizado há medida da evolução das necessidades da organização.

## REFERÊNCIAS

- Automation, Inductive. 2019. "Standard Architecture - Ignition User Manual 8.0 - Ignition Documentation." 2019. <https://docs.inductiveautomation.com/display/DOC81/Standard+Architecture>.
- Bernard Marr. 2018. "What Is Industry 4.0? Here's A Super Easy Explanation For Anyone." *Forbes*, 4–7.
- Bhamare, Deval, Maede Zolanvari, Aiman Erbad, Raj Jain, Khaled Khan, and Nader Meskin. 2020. "Cybersecurity for Industrial Control Systems: A Survey." *Computers & Security* 89: 101677. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cose.2019.101677>.
- Cotteleer, Mark, and Brenna Sniderman. 2017. "Industry 4.0 Overview | Deloitte Insights." 2017. <https://www2.deloitte.com/us/en/insights/focus/industry-4-0/overview.html>.
- Craig, Resnick. 2014. "Ignition Technology Offers Potential to Disrupt HMI/SCADA Market | Inductive Automation." 2014. <https://www.inductiveautomation.com/resources/article/technology-offers-potential-to-disrupt-hmi-scada-market>.
- ISA. 2016. "Introdução à Norma ISA-101: Interfaces Homem-Máquina." 2016. <http://isasp.org.br/wp-content/uploads/2020/01/ISA-101-III-Simpósio-ISA-São-Paulo-Sabesp-Nov2016.pdf>.
- Muthukrishnan, Vidya. 2019. "SCADA: What Is It? (Supervisory Control and Data Acquisition) | Electrical4U." 2019. <https://www.electrical4u.com/scada-system/>.
- Parrott, Aaron, and Lane Warshaw. 2017. "Industry 4.0 and the Digital Twin." *Deloitte University Press*, 1–17.
- Qassim, Qais, Norziana Jamil, Izham Zainal Abidin, Mohd. Ezanee Rusli, Salman Yussof, Roslan Ismail, Fairuz Abdullah, Norhamadi Ja'afar, Hafizah Che Hasan, and Maslina Daud. 2017. "A Survey of SCADA Testbed Implementation Approaches." *Indian Journal of Science and Technology* 10 (26): 1–8. <https://doi.org/10.17485/ijst/2017/v10i26/116775>.
- Real Pars. 2019. "What Is the Automation Pyramid? | RealPars." 2019. <https://realpars.com/automation-pyramid/>.
- "Security - Ignition User Manual 8.0 - Ignition Documentation." n.d. Accessed June 13, 2021. <https://docs.inductiveautomation.com/display/DOC81/Security>.
- Upadhyay, Darshana, and Srinivas Sampalli. 2019. "SCADA (Supervisory Control and Data Acquisition) Systems: Vulnerability Assessment and Security Recommendations." *Computers & Security* 89: 101666. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cose.2019.101666>.
- Uriarte, Ainhoa, Amos H.C. Ng, and Matías Moris. 2018. "Supporting the Lean Journey with Simulation and Optimization in the Context of Industry 4.0." *Procedia Manufacturing* 25: 586–93. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.06.097>.
- Vaidya, Saurabh, Prashant Ambad, and Santosh Bhosle. 2018. "Industry 4.0 - A Glimpse." *Procedia Manufacturing* 20: 233–38. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2018.02.034>.
- Zanni, Alessandro. 2015. "Sistemas Cyber-Físicos e Cidades Inteligentes." 2015. <https://www.ibm.com/developerworks/br/library/ba-cyber-physical-systems-and-smart-cities-iiot/index.html>.

# PROJETO DE SISTEMA SCADA PARA O NOVO PARADIGMA DA INDÚSTRIA 4.0

Luís Vicente <sup>1</sup>, Mário J.G.C. Mendes <sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> ISEL - Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, Instituto Politécnico de Lisboa, Portugal,  
email: a42292@alunos.isel.pt e mario.mendes@isel.pt

<sup>2</sup> CENTEC - Centre for Marine Technology and Ocean Engineering, Instituto Superior Técnico, Portugal,

## RESUMO

A Indústria 4.0 veio introduzir grandes mudanças, não só na necessidade de altos níveis de automação, mas sobretudo na necessidade de processos de comunicação eficientes. Desta forma, torna-se fundamental compreender e adaptar os sistemas de supervisão e aquisição de dados (SCADA) ao novo paradigma da Indústria 4.0. No âmbito desta temática este artigo propõe, usando um software comercial, um novo paradigma de sistema SCADA para integrar o conceito de fábrica inteligente, onde foram abordadas algumas das suas novas capacidades, indo ao encontro dos requisitos da Indústria 4.0 e da necessária digitalização das empresas.

Palavras-chave: Monitorização / Sistema de supervisão e aquisição de dados / Internet Industrial das Coisas / Fábrica Inteligente / Indústria 4.0

## 1. INTRODUÇÃO

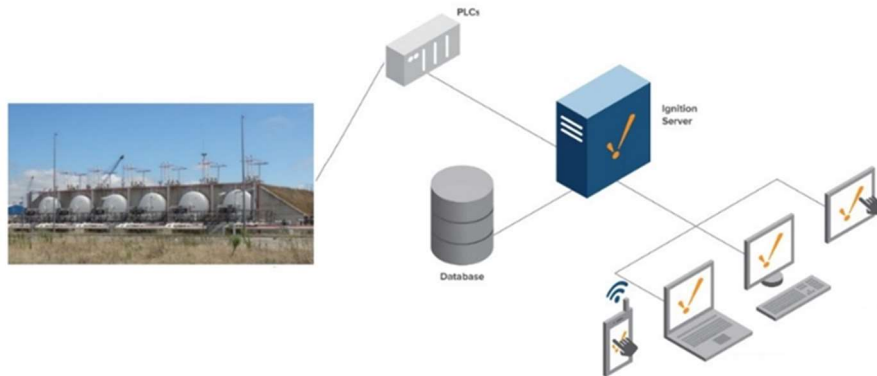
Com a Indústria 4.0 surgiu o conceito de fábrica inteligente, onde a automação e a troca de informação são a base para todos os processos (Pereira and Romero 2017). De modo a existir uma supervisão e troca de informação eficaz, a interligação de todos os sistemas organizacionais com os processos e os trabalhadores é fundamental, através da chamada Internet Industrial das Coisas (IIoT). Há vários anos que o problema da supervisão dos processos industriais é feita através de sistemas SCADA, no entanto com a mudança de paradigma na Indústria 4.0 são exigidas novas funcionalidades a este tipo de sistemas, como por exemplo, garantir uma maior eficiência dos processos produtivos usando a comunicação máquina a máquina (M2M), a interligação em nuvem, a monitorização em tempo real de avarias, chamando a atenção dos operadores para as informações mais relevantes e tomando decisões automáticas em caso de ocorrência de falhas, além de permitirem também a virtualização dos processos (Qassim et al. 2017). Assim, os sistemas SCADA ganham uma nova importância no conceito da Indústria 4.0, existindo uma grande necessidade de os modernizar e implementá-los nas organizações onde estes ainda não existem. O objetivo deste trabalho foi identificar quais as principais características dos sistemas SCADA, o seu modo de operação e interação para a nova abordagem e conceitos da Indústria 4.0. Um sistema SCADA foi projetado, usando um exemplo real, numa abordagem 4.0.

## 2. DESCRIÇÃO

No âmbito desta temática, este trabalho propõe um projeto de um sistema SCADA, aplicado a um parque de combustíveis, para integrar o conceito de fábrica inteligente. Este projeto foi desenvolvido através do *software Ignition* fornecido pela *Inductive Automation®*, e permite interligar os processos aos trabalhadores, promovendo a constante troca de informação,



correspondendo assim com a base fundamental da Indústria 4.0. O sistema SCADA interliga os sensores e atuadores presentes no parque de combustíveis, o controlador lógico programável (PLC) e todos os trabalhadores através das diversas interfaces homem-máquina (HMI), como representado na Fig. 1. É baseado na IIoT, recorrendo à *internet* para conectar os processos com os trabalhadores criando assim um sistema ciber-físico (CPS) que possibilita a constante troca de dados entre o mundo real e o mundo cibernético. Esta constante troca de informação permite a comunicação M2M, possibilitando o aumento da automação dentro do parque de combustíveis.



**Fig. 1 – Arquitetura do sistema SCADA (Inspirado em (I. Automation 2020.))**

O sistema SCADA projetado dá a capacidade aos utilizadores de supervisionarem e controlarem os processos, tanto no chão de fábrica como em qualquer lugar no mundo, através de dois programas de controlo e supervisão que se adaptam às necessidades de cada utilizador. Permite, recolher e transmitir informações sobre o estado da produção, aceder a informações provenientes de outros softwares organizacionais, gerar alertas e alarmes notificando os utilizadores, e ainda gerar relatórios automaticamente. As funcionalidades enumeradas dão a capacidade ao sistema SCADA de promover uma rede de integração vertical, com um fluxo de dados bidirecional. Permite ainda manter os operadores sempre informados do estado da produção, através da *internet* e das notificações sempre que um alarme é ativado.

### 3. CONCLUSÕES

O sistema SCADA projetado interliga-se com os principais conceitos introduzidos pela Indústria 4.0, promovendo o conceito de fábrica inteligente. Assim, este trabalho tenta demonstrar a importância dos novos tipos de sistemas SCADA, nomeadamente as novas capacidades ajustadas à revolução industrial em curso, como a modularidade, comunicação máquina-máquina, trabalho em nuvem, virtualização dos sistemas e HMI com acesso remoto via internet.

### REFERÊNCIAS

- Automation, Inductive. “Standard Architecture - Ignition User Manual 8.0 - Ignition Documentation.” <https://docs.inductiveautomation.com/display/DOC80/Standard+Architecture> (July 15, 2020).
- Pereira, A. C., and F. Romero. 2017. “A Review of the Meanings and the Implications of the Industry 4.0 Concept.” *Procedia Manufacturing* 13: 1206–14. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2017.09.032>.
- Qassim, Qais et al. 2017. “A Survey of SCADA Testbed Implementation Approaches.” *Indian Journal of Science and Technology* 10(26): 1–8.

# ENSAIOS LABORATORIAIS DE FADIGA – CONCEÇÃO E DIMENSIONAMENTO DO SISTEMA

*Frutuoso Sousa*<sup>1</sup>, *Pedro Delgado*<sup>2</sup>, *Carlos Sousa*<sup>1</sup>, *António Arede*<sup>1</sup> & *Nelson Vila Pouca*<sup>1</sup>

<sup>1</sup> CONSTRUCT, FEUP, Portugal, [up201502656@fe.up.pt](mailto:up201502656@fe.up.pt)

<sup>2</sup> proMetheus e CONSTRUCT, IPVC, Portugal, [pdelgado@estg.ipvc.pt](mailto:pdelgado@estg.ipvc.pt)

<sup>1</sup> CONSTRUCT, FEUP, Portugal, Portugal, [cfsousa@fe.up.pt](mailto:cfsousa@fe.up.pt)

<sup>1</sup> CONSTRUCT, FEUP, Portugal, Portugal, [aarede@fe.up.pt](mailto:aarede@fe.up.pt)

<sup>1</sup> CONSTRUCT, FEUP, Portugal, Portugal, [nelsonvp@fe.up.pt](mailto:nelsonvp@fe.up.pt)

## RESUMO

Por todo o mundo estão a ser feitos importantes investimentos na modernização e construção de linhas ferroviárias de alta velocidade (LAV). Sabe-se que é necessário incrementar a percentagem de transporte (de curta e média distância) realizado por ferrovia, em linhas eletrificadas, para diminuir a emissão de gases com efeito de estufa. De acordo com o Tribunal de Contas Europeu o número de passageiros que utilizam as linhas ferroviárias de alta velocidade na Europa está a aumentar de forma constante: a procura passou de aproximadamente 15 mil milhões de passageiro-quilómetro em 1990 para mais de 124 mil milhões de passageiro-quilómetro em 2016. Recentemente, o betão pré-fabricado tem sido amplamente utilizado na construção de pontes ferroviárias e viadutos. Este tipo de construção permite uma otimização da secção, durabilidade e do método construtivo, tornando cada vez mais competitivo no mercado das LAV. São utilizadas várias soluções pré-fabricadas, nomeadamente: vigas pré-moldadas em forma de I ou em U e vigas de caixa pré-escrita unicelulares ou bicelulares. No que diz respeito ao regime estrutural na direção longitudinal, foram utilizados pavimentos simples ou contínuos. Neste contexto, este trabalho visa contribuir para o conhecimento sobre o real desempenho destas estruturas através do desenvolvimento de uma configuração de testes laboratoriais, para o estudo deste tipo de estrutura, focando-se na ligação entre as vigas pré-fabricadas.

Palavras-chave: pontes / pré-fabricação / fadiga / ensaios cíclicos / ferrovia / alta velocidade

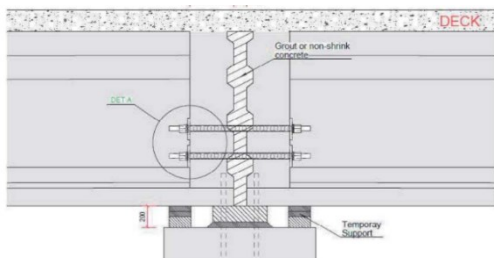
## 1. INTRODUÇÃO

Para a ligação entre duas vigas pré-fabricadas, será proposta uma solução de ligação de continuidade, na zona de apoio sobre os pilares, que permita otimizar a configuração estrutural, o seu processo construtivo e as necessidades de manutenção ao longo da vida útil. A proposta centra-se nos tabuleiros para pontes ferroviárias de alta velocidade com vãos na gama de 30 a 35m, evitando-se a utilização de cordões de pós-tensão na ligação de continuidade entre tramos e recorrendo, em alternativa, a um faseamento construtivo que minimize o valor dos momentos flectores negativos na zona de ligação. Para atender aos objetivos, serão utilizadas armaduras ordinárias, complementadas por um sistema de barras curtas de pré-esforço na zona de ligação. A aceitação por parte dos donos de obra ou gestores das infraestruturas, de soluções pré-fabricadas para pontes ferroviárias com vãos na gama em questão, tem sido condicionada pela escassez de trabalhos experimentais que validem o comportamento a longo prazo deste tipo de estrutura, nomeadamente no que diz respeito aos efeitos do carregamento cíclico. Nesta apresentação é descrito o sistema de ensaio laboratorial que permite a aplicação de carregamentos cíclicos à ligação proposta, de forma a



estudar o fenómeno de fadiga, considerando as cargas que a estrutura irá suportar e os efeitos diferidos ao longo da sua fase de utilização.

## 2. DESCRIÇÃO



**Fig. 1 – Representação esquemática da ligação a estudar**

A solução proposta para a nova ligação de continuidade entre tramos consiste na adoção de uma configuração geométrica para a região de extremidade das vigas pré-fabricadas que permite que a distância entre as extremidade de cada uma das vigas seja reduzida (passando a um valor de cerca de 10 cm), adotando barras curtas de pré-esforço para transmissão dos esforços instalados na parte inferior da longarina, e armaduras passivas para transmissão dos esforços de tração ao nível da laje. Além disso, será estudada uma sequência construtiva da estrutura que permite minimizar os esforços de tração atuantes na laje do tabuleiro, garantindo assim um bom desempenho, na fase de serviço, desse elemento estrutural. Nesta solução, a reduzida distância entre as extremidade das vigas permite dispensar escoramentos provisórios, uma vez que as extremidades das vigas podem apoiar-se sobre pilares.

A primeira fase do trabalho consiste na simulação computacional, com modelos de elementos finitos, tendo em vista o dimensionamento detalhado das longarinas e da solução de ligação. Será considerada uma estrutura com vãos interiores de 35m. Segue-se o dimensionamento do protótipo a ser ensaiado, que simula um segmento de longarina mais ligação de continuidade, entre pontos de momentos fletores negativos. Foi adotada a escala reduzida de 1:2,5 para o fabrico do protótipo, atendendo aos condicionamentos existentes em laboratório. O trabalho de preparação envolve ainda o dimensionamento do sistema hidráulico, servo-controlado, para a aplicação do carregamento, assim como a definição das estruturas de reação. Finalmente, é definida o sistema de monitorização, que envolve o registo de forças, deslocamentos verticais, alongamentos médios, extensões em armaduras e abertura de fissuras.

## 3. CONCLUSÕES

A validação experimental da solução de ligação proposta, através de um ensaio laboratorial com aplicação de carregamento cíclico, será complementada pela simulação computacional dos ensaios, com modelos detalhados de elementos finitos, com simulação dos efeitos da fissuração, fluência, retração e plastificação em compressão do betão, assim como o comportamento não-linear das armaduras. Espera-se que este trabalho, experimental e numérico, seja fundamental para eliminar dúvidas que possam existir sobre o desempenho deste tipo de solução estrutural. Esta comunicação descreve e justifica o sistema de ensaio. A realização dos ensaios está condicionada à aprovação do seu financiamento.

## AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi financiado por: Financiamento Base - UIDB/04708/2020 da Unidade de Investigação CONSTRUCT - Instituto de I&D em Estruturas e Construções - financiada por fundos nacionais através da FCT/MCTES (PIDDAC).

# IDENTIFICAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS DE COMPONENTES OBTIDOS POR FABRICO ADITIVO INSPECIONADOS POR TERMOGRAFIA TRANSIENTE ATIVA

Pedro Ferreira <sup>1</sup>, Henrique Silva<sup>2</sup>, Marta S. Carvalho <sup>3</sup> & Telmo G. Santos <sup>4</sup>

<sup>1</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, Portugal, [pdm.ferreira@campus.fct.unl.pt](mailto:pdm.ferreira@campus.fct.unl.pt)

<sup>2</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, Portugal, [hv.silva@campus.fct.unl.pt](mailto:hv.silva@campus.fct.unl.pt)

<sup>3</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, Portugal, [mip.carvalho@fct.unl.pt](mailto:mip.carvalho@fct.unl.pt)

<sup>4</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, [telmo.santos@fct.unl.pt](mailto:telmo.santos@fct.unl.pt)

## RESUMO

Este estudo tem como finalidade identificar modelos numéricos para a inspeção não destrutiva sem contacto de componentes estruturais obtidos por fabrico aditivo, especificamente através da termografia transiente ativa. As simulações dos fenómenos físicos da termografia transiente ativa através dos seus princípios base, consideram a radiação versus a aplicação do fluxo de calor como condição de fronteira. Tendo em consideração os resultados obtidos, foi possível identificar e validar modelos numéricos desenvolvidos.

Palavras-chave: Simulação Numérica / Fabrico Aditivo / Ensaios Não Destrutivos / Termografia Ativa

## 1. INTRODUÇÃO

O fabrico aditivo (FA) tem como uma das principais vantagens a capacidade de produzir componentes personalizados e com geometrias complexas. Independentemente dos novos desenvolvimentos nos materiais por FA, os compósitos de matriz polimérica ainda são amplamente utilizados para produzir componentes estruturais. Um dos grandes desafios na inspeção não destrutiva destes componentes estruturais através da Termografia Transiente Ativa (TTA) é a baixa condutividade térmica dos materiais poliméricos. Contudo, a presença de defeitos altera a condutividade térmica local da amostra e perturba o fluxo de calor, o que permite a sua deteção [1,2]. O desenvolvimento de modelos numéricos validados complementa significativamente as técnicas de END, isto porque, por um lado, os modelos numéricos dão uma descrição dos fenómenos físicos, por outro lado, servem para auxiliar os procedimentos de END na inspeção de novas estruturas, materiais e/ou caracterização de defeitos, estabelecendo parâmetros para tornar os END mais eficientes. Cientes desta vantagem, vários autores desenvolveram estudos usando o método dos elementos finitos (FEM) para simular os fenómenos físicos durante as inspeções de termografia [3,4].

## 2. DESCRIÇÃO

Foram desenvolvidos modelos FEM para a inspeção por TTA com recurso ao *software* ANSYS *Mechanical* APDL, e conseqüentemente comparados com os resultados obtidos através de ensaios experimentais. No presente estudo foi simulada uma vertente inovadora da TTA, denominada Termografia Transiente Duplamente Ativa (TTDA). Na TTDA é utilizada uma fonte de calor para aquecer o provete e um fluxo de um ar frio para arrefecer o mesmo na face

oposta. No caso em estudo como mostra a Figura 1, é utilizado um provete em polímero PLA obtido por FA, aquecido por uma fonte de calor (4 lâmpadas de 175 W) e arrefecido por fluxo de ar, a cerca de  $-4\text{ }^{\circ}\text{C}$ . Foi utilizada uma câmara termográfica para registar a distribuição da temperatura na superfície do provete. Os modelos numéricos desenvolvidos são bidimensionais e baseiam-se em radiação e fluxo de calor.

### 3. CONCLUSÕES

Os modelos numéricos desenvolvidos foram validados através de um conjunto de ensaios experimentais, apresentado assim um resultado satisfatório. Na Figura 2 é possível observar uma comparação entre os resultados obtidos pela simulação de um modelo de radiação e fluxo de ar frio, com os resultados obtidos por ensaios experimentais. Pode-se concluir que foram identificados e validados um conjunto de modelos numéricos que replicam as condições em que os ensaios experimentais foram realizados.

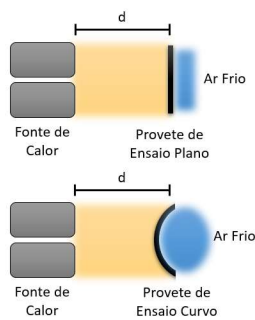


Fig. 1 – Esquema experimental para o provete plano e curvo

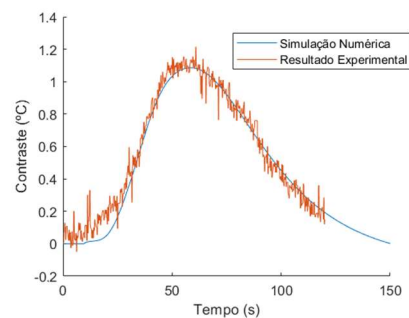


Fig. 2 – Contraste da superfície à reflexão do provete plano

### AGRADECIMENTOS

Trabalho desenvolvido no âmbito do projeto com a referência POCI-01-0145-FEDER-016414, cofinanciado pelo Programa Operacional Competitividade e Internacionalização e pelo Programa Operacional Regional de Lisboa, através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e por Fundos Nacionais Através da FCT – Fundação para a Ciência e Tecnologia. Os autores agradecem também o apoio financeiro da Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT - MCTES) através do projeto UIDB/00667/2020 (UNIDEMI).

### REFERÊNCIAS

- [1] M. S. Carvalho, A. P. Martins e T. G. Santos. “Simulation and validation of thermography inspection for components produced by additive manufacturing”. Em: *Applied Thermal Engineering* 159.February (2019), p. 113872. issn: 13594311. doi: 10.1016/j.applthermaleng.2019.113872.
- [2] A. P. Martins, M. S. Carvalho, J. B. Cardoso e T. G. Santos. “Simulation of NDT methods for Additive Manufacturing of composites”. Em: *12th ECNDT 3* (2018).
- [3] M. Grosso, J.E. Lopez, V.M. Silva, S.D. Soares, J.M. Rebello, G.R. Pereira, Pulsed thermography inspection of adhesive composite joints: computational simulation model and experimental validation, *Compos. Part B: Eng.* 106 (2016) 1–9
- [4] P. D. Pastuszak. “Characterization of Defects in Curved Composite Structures Using Active Infrared Thermography”. Em: *Procedia Engineering* 157 (2016), pp. 325–332. issn: 18777058. doi: 10.1016/j.proeng.2016.08.373.

# IDENTIFICAÇÃO DE MODELOS NUMÉRICOS DE COMPONENTES OBTIDOS POR FABRICO ADITIVO INSPECIONADOS POR ULTRASSONS SEM CONTACTO

*Pedro Ferreira*<sup>1</sup>, *Marta S. Carvalho*<sup>2</sup> & *Telmo G. Santos*<sup>3</sup>

<sup>1</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, Portugal, *pdm.ferreira@campus.fct.unl.pt*

<sup>2</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, Portugal, *mip.carvalho@fct.unl.pt*

<sup>3</sup> UNIDEMI, Departamento de Engenharia Mecânica e Industrial, Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade NOVA de Lisboa, *telmo.santos@fct.unl.pt*

## RESUMO

Este estudo incide na identificação de modelos numéricos de componentes estruturais obtidos por fabrico aditivo sujeitos a ensaios não destrutivos sem contacto, dando mais ênfase na técnica de Ultrassons sem contacto. Devido às rugosidades superficiais que são obtidas através do fabrico aditivo torna-se um enorme desafio a utilização desta técnica, contudo foi possível identificar e validar modelos numéricos, que abrem caminho ao desenvolvimento desta técnica.

Palavras-chave: Simulação Numérica / Fabrico Aditivo / Ensaios Não Destrutivos / Ultrassons Sem Contacto

## 1. INTRODUÇÃO

A capacidade de produzir componentes personalizados e com geometria complexa é uma das principais vantagens do fabrico aditivo (FA). Independentemente dos novos desenvolvimentos nos materiais para FA, os compósitos de matriz polimérica ainda são amplamente utilizados para produzir componentes estruturais. Desta forma, a aplicação de técnicas de ensaios não destrutivos (END) representa um grande desafio nesta área. A inspeção do Ultrassons sem contacto (USC) fornece processos avançados de inspeção e avaliação, no entanto ainda é necessária a sua validação para componentes estruturais obtidos por FA. A rugosidade das peças representa um desafio para a aplicação USC, uma vez que essas variações na superfície influenciam a interação entre o feixe emitido pelo USC e o componente [1,2]. O método dos elementos finitos (FEM) tem potencial para analisar os fenómenos físicos e permite identificar os parâmetros a utilizar na inspeção por USC [3,4].

## 2. DESCRIÇÃO

Foram desenvolvidos modelos FEM para a inspeção por USC com recurso ao software ANSYS *Mechanical APDL*, e consequentemente comparados com os resultados obtidos através de ensaios experimentais. Neste âmbito foi desenvolvido um modelo numérico bidimensional com apenas uma fonte emissora e uma fonte recetora, cujos resultados são comparados com resultados teóricos analíticos e experimentais (Figura 1.a)). Outro modelo foi desenvolvido utilizando um provete plano em PLA, obtido por FA, para se estudar o efeito da variação da espessura do mesmo na propagação das ondas ultrassónicas, a amplitude e o respetivo desfasamento. Por fim, é apresentado um modelo com um provete em PLA

também obtido por FA, com um defeito posicionado artificialmente, de modo a ser possível comparar os resultados obtidos através da simulação numérica com os obtidos experimentalmente (Figura 1.b)).

### 3. CONCLUSÕES

Os modelos numéricos desenvolvidos foram identificados e validados através de um conjunto de ensaios experimentais, apresentado assim um resultado satisfatório e conduzindo a replicação adequada das condições em que os ensaios experimentais foram realizados. Na Figura 2 é possível observar a propagação das ondas ultrassónicas ao longo do domínio.

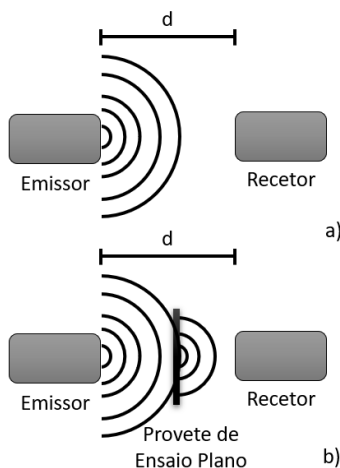


Fig. 1 – Esquema experimental da técnica de USC

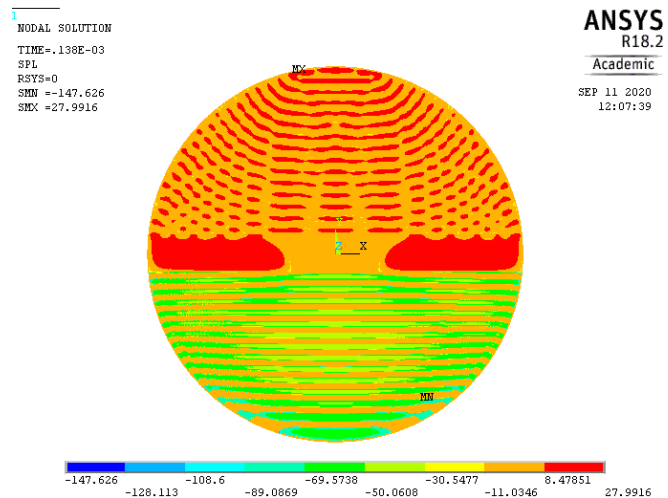


Fig. 2 – Propagação das ondas ultrassónicas ao longo do domínio com provete plano

### AGRADECIMENTOS

Trabalho desenvolvido no âmbito do projeto com a referência POCI-01-0145-FEDER-016414, cofinanciado pelo Programa Operacional Competitividade e Internacionalização e pelo Programa Operacional Regional de Lisboa, através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e por Fundos Nacionais Através da FCT – Fundação para a Ciência e Tecnologia. Os autores agradecem também o apoio financeiro da Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT - MCTES) através do projeto UIDB/00667/2020 (UNIDEMI).

### REFERÊNCIAS

- [1] A. B. Lopez, J. Santos, J. Pedro, S. Telmo e G. S. Luísa. “Phased Array Ultrasonic Inspection of Metal Additive Manufacturing Parts”. Em: *Journal of Nondestructive Evaluation* 123 (2019). issn: 1573-4862. doi: 10.1007/s10921-019-0600-y.
- [2] X. Lei, H. Wirdelius e A. Rosell. “Experimental validation of a phased array probe model in ultrasonic inspection”. Em: *Ultrasonics* 108.June (2020), p. 106217. issn: 0041624X. doi: 10.1016/j.ultras.2020.106217.
- [3] H. Li e Z. Zhou. “Numerical Simulation and Experimental Study of Fluid-Solid Coupling-Based Air-Coupled Ultrasonic Detection of Stomata Defect of Lithium-Ion Battery”. Em: *Sensors* (2019).
- [4] B. Shameem, M. Ebna, M. Bause e P. Kuberry. “Modeling and simulation of Ultrasonic Guided Waves propagation in the fluid-structure domain by a monolithic approach”. Em: *Journal of Fluids and Structures* 88 (2019), pp. 100–121. issn: 0889-9746. doi: 10.1016/j.jfluidstructs.2019.04.014.

# ESTUDO DE MODELOS DE PREVISÃO DE VIDA À FADIGA DE AÇOS LAMINADOS A QUENTE SUJEITOS A FADIGA SOB CORROSÃO

Teresa Morgado <sup>1,2</sup>, Ricardo Paulo <sup>3</sup>, Pedro Amaral <sup>3</sup>, Mário Pereira <sup>4</sup>, José Simões <sup>5</sup>, Alexandre Velhinho <sup>6</sup>

<sup>1</sup> UNIDEMI, Universidade Nova de Lisboa; email: [t.morgado@fct.unl.pt](mailto:t.morgado@fct.unl.pt)

<sup>2</sup> IPT, Instituto Politécnico de Tomar, Portugal, email: [tmorgados@ipt.pt](mailto:tmorgados@ipt.pt)

<sup>3</sup> DEMI, Universidade Nova de Lisboa, Portugal, email: [r.paulo@campus.fct.unl.pt](mailto:r.paulo@campus.fct.unl.pt); [pm.amaral@campus.fct.unl.pt](mailto:pm.amaral@campus.fct.unl.pt)

<sup>4</sup> ESTG/CDRsp, Politécnico de Leiria, Portugal, email: [mario.pereira@ipleiria.pt](mailto:mario.pereira@ipleiria.pt)

<sup>5</sup> ESTS, Politécnico de Setúbal, Portugal, email: [jose.simoese@ests.ips.pt](mailto:jose.simoese@ests.ips.pt)

<sup>6</sup> CENIMAT, Universidade Nova de Lisboa, Portugal, email: [ajv@fct.unl.pt](mailto:ajv@fct.unl.pt)

## RESUMO

O presente artigo estuda modelos de previsão de vida à fadiga aplicados aos aços laminados AISI1024HR e AISI 304HR sujeitos a fadiga e a fadiga sob corrosão. Neste trabalho é apresentado o procedimento experimental de preparação de amostras para o estudo da distribuição quantitativa dos defeitos intrínsecos ao processo de fabrico e determinação da microdureza Vickers segundo as normas ASTM E3-11 e ASTM E384-17. É descrita a metodologia de preparação dos provetes com dimensões de acordo com a ASTM E8/E8M:16 sujeitos a corrosão orgânica e os respetivos ensaios de fadiga para uma razão de tensões,  $R=0.05$ , a uma frequência de 10Hz, à temperatura ambiente. Baseados nos resultados experimentais, é realizado um estudo de previsão de tensão limite de fadiga através dos modelos de propostos por Murakami-Endo e Bathias-Paris. Por fim são discutidos os resultados e retiradas conclusões sobre a influência dos parâmetros posição dos defeitos intrínsecos ao processo de fabrico e comportamento à fadiga com e sem corrosão dos aços AISI1024 e AISI304 na previsão de vida à fadiga obtida pelos dois modelos.

Palavras-chave: fadiga sob corrosão/ defeitos de fabrico/ modelos de previsão de vida

## 1. INTRODUÇÃO

A presença, nos componentes mecânicos, de defeitos intrínsecos aos seus processos de fabrico, pode levar a fraturas prematuras e imprevistas (Morgado & Sousa e Brito, 2013). Parâmetros como a localização e as dimensões desses defeitos têm uma influência significativa neste comportamento (Morgado, 2015). Em 1994, Murakami e Endo (Murakami & Endo, 1994) investigaram a influência dos defeitos em aços e, apresentaram um modelo de previsão de tensão limite de fadiga em função da dureza Vickers, da raiz quadrada da projeção das áreas das inclusões e pequenos defeitos, e da razão de tensões. Mais tarde, Bathias e Paris (Bathias & Paris, 2005) apresentaram uma nova fórmula empírica que inclui também o número de ciclos de fadiga. Em 2018, Paulo R. e Morgado (Paulo, 2018) estudaram três aços laminados a quente (AISI 1024, AISI P20 e AISI 304) para utilização na indústria de tratamento de resíduos na produção. Estes aços estariam sujeitos a desgaste, fadiga e corrosão. Concluíram que para apenas dois dos aços, o AISI 1024HR e o AISI 304HR, eram recomendados para suportarem o efeito do desgaste e corrosão. No presente artigo é apresentado o estudo de previsão de tensão limite de fadiga, destes dois aços, através dos dois modelos, Murakami-Endo e Bathias-Paris.

## 2. DESCRIÇÃO

Vinte e oito amostras foram preparadas, segundo a norma ASTM E3-11(2017), catorze para cada material. De cada grupo de catorze amostras, nove foram usadas para determinar a dureza Vicker e cinco para o estudo da distribuição de defeitos intrínsecos ao processo de fabrico dos aços AISI 1024HR e AISI 304HR. Para a análise dos defeitos, recorreu-se a um microscópio ótico Leica DMI5000 M, cujo software permite que se gravem múltiplas imagens em toda a superfície. Usou-se o programa ImageJ para contar as áreas dos defeitos. A carga dos ensaios de dureza foi de 500gf, durante 10 segundos e o espaçamento entre indentações foi de 0,5mm cumprindo os requisitos da ASTM E384-17. Foram realizadas dez indentações por amostra e recorreu-se ao software Minitab para verificar a normalidade dos resultados. Para a obtenção das curvas S-N, foram produzidos 128 provetes segundo a norma ASTM E8/E8M-16a. No estudo do comportamento à fadiga sob corrosão os provetes foram submersos durante 48 horas numa solução com pH5 de resíduos sólidos composta por limão, cascas de batatas e ovos. Os ensaios de fadiga foram realizados num equipamento de ensaios mecânicos universal, servo-hidráulica Instron 8802, com capacidade de 100kN, associada ao controlador Instron 8800 e a um computador com o software Instron SAX V7.0. Os provetes foram ensaiados à tração, com ciclos de amplitude de tensão alternada constante para uma razão de tensões de  $R=0,05$ . A frequência de ciclos de carga utilizada nos ensaios foi de 10Hz. A temperatura da sala foi considerada de 25°C. As curvas S-N foram obtidas com 4 níveis e considerou-se vida infinita um milhão de ciclos. Por fim, estudaram-se e discutiram-se os modelos de Murakami-Endo e Bathias-Paris.

## 3. CONCLUSÕES

Da metodologia proposta neste estudo para prever a vida à fadiga conclui-se que a influência da localização dos defeitos intrínsecos ao processo de fabrico considerando a fadiga sob condições ambientais distintas (sem e com corrosão) depende significativamente do material e dos modelos utilizados. No entanto o material AISI 304HR, que embora apresente valores de previsão de vida mais elevados, é o mais sensível a esses parâmetros de influência.

## REFERÊNCIAS

- Bathias C., Paris P. C. (2005). Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice. Series Dekker Mechanical Engineering (Book 185). Publisher: CRC Press. ISBN-10: 0-8247-2313-9.
- Morgado T. (2015). Failure of steel coupling used in railway transport. Handbook of Materials Failure Analysis with Case Studies from the Aerospace and Automotive Industries, chapter 20. Edited by Abdel Salam Hamdy Makhlouf and Mahmood Aliofkhaezrai. Elsevier BH. Published: UK2016. Pp449-469. ISBN 978-0-12-800950-5. eBook ISBN: 9780128011775. First online: 24th August 2015: <https://www.elsevier.com/books/handbook-of-materials-failure-analysis-with-case-studies-from-the-aerospace-and-automotive-industries/makhlouf/978-0-12-800950-5>
- Morgado T. L. M., Brito A.S. (2013). Study of casting defects and fatigue limit models of a railway component. Thirteenth International ASTM/ESIS Symposium on Fatigue and Fracture Mechanics (39th National Symposium on Fatigue and Fracture Mechanics), November 13-15, 2013.
- Murakami Y, Endo M. (1994). Effects of defects, inclusions and inhomogeneities on fatigue strength. Int J Fatigue; 16(3):163-182. [https://doi.org/10.1016/0142-1123\(94\)90001-9](https://doi.org/10.1016/0142-1123(94)90001-9)
- Paulo R., Morgado T. (2018). Wear Behaviour of AISI 1024, AISI P20 and AISI 304 hot rolled teels used in organic waste treatment industry. Revista da Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões, Mecânica Experimental, vol. 30, pp 55-60. [http://www-ext.Inec.pt/APAET/pdf/Rev\\_30\\_A7.pdf](http://www-ext.Inec.pt/APAET/pdf/Rev_30_A7.pdf)

# STAINLESS-STEEL SINGLE WELD BEAD CHARACTERIZATION

Ricardo Viola <sup>1,2</sup>, Mário S. Correia <sup>1,3</sup>, Leopoldina Alves<sup>1,4</sup> & Pierre Michaud <sup>3</sup>

<sup>1</sup>Polytechnic of Leiria, Portugal, [mario.correia@ipleiria.pt](mailto:mario.correia@ipleiria.pt); [leopoldina.alves@ipleiria.pt](mailto:leopoldina.alves@ipleiria.pt)

<sup>2</sup>Addimadour, Estia Institute of Technology, France, [r.viola@estia.fr](mailto:r.viola@estia.fr)

<sup>3</sup>Centre for Mechanical Engineering, Materials and Processes, University of Coimbra, Coimbra, Portugal

<sup>4</sup>Institute for Systems Engineering and Computers at Coimbra (INESC Coimbra), Polytechnic of Leiria, Portugal

## ABSTRACT

The present study is focus on the correlation study between synergic laws developed by Fronius, single weld bead (WB) geometries and the resulting material characteristics in wire arc additive manufacturing (WAAM) processes, using Stainless-Steel Duplex ER 2209 wire as feedstock for Cold metal transfer (CMT). The influence of amperage, voltage and synergic law were analyzed, while the other process parameters remained constant, as suggested on previous references (Vignesh, 2017).

Two types of dilution ratios were carefully analyzed revealing that there is a range of ratio values where it is possible to observe the correct proportions of dilution. Extensive micro-hardness tests were performed aiming to evaluate the material properties regarding his location in the WB and revealing a range of values for this material.

Keywords: Additive Manufacturing, WAAM, CMT, ER2209\_Duplex\_Stainless-Steel, Micro-Hardness

## 1. INTRODUCTION

The present work aims to analyze the process of building parts on stainless-steel by means of Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) technology. The use of these type of technologies is growing in industry nowadays. Multiple applications are targeted: repair of damaged components, manufacturing of geometrically complex components reducing the environmental footprint of these components. With the rising of the environmental concerns, and the need for a better resources' management associated to the production process, the use of the additive manufacturing might be the alternative solution. The simplicity and adaptability of the WAAM process make it the optimal choice for this development.

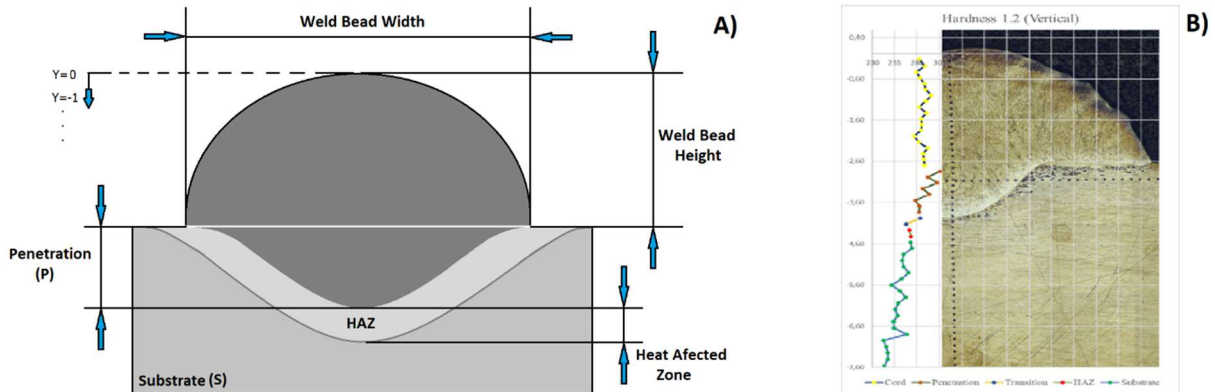
The Cold Metal Transfer (CMT) was the process chosen for the experimental study presented here as it is "a highly developed version of Metal Inert Gas / Metal Active Gas (MIG/MAG) arc welding process with a precise process control and low heat input to the base material." (Imoudu, 2017).

## 2. DESCRIPTION

The followed experimental methodology consisted in several steps, namely, the preparation of the substrate for the deposition, the effective deposition and the analysis of the weld bead (WB) produced, Figure 1. With the substrate preparation procedure, a clean and polished surface was achieved. A stable fixation/clamping setup was used in order to avoid part distortion during material deposition. The effective deposition followed a defined protocol and regarded a predefined Design of Experiments, in order to collect all the data necessary for evaluation of the microstructure. The analysis of the deposition produced were made through a specific protocol of cutting, marking, polishing and etching to allow microscope measurement of the different areas of the WB. Micro-hardness measurements were performed in the WB in



two different orientations revealing a range of values that allowed to understand the microstructures formed during the process.



**Fig. 1 – A) Geometrical characteristics analyzed and compared; B) Vertical micro-hardness analysis performed**

Five different synergic laws were used during the experimental work with the aim of understanding the influence of the automatically defined and occulted (by Fronius) deposition parameters of each synergic law, in particular the amperage and voltage associated. These laws were selected in the CMT Fronius. The chosen values of amperage and voltage were close to the ones referred in the literature as the ideal ones for this material, and the robot speed and the wire feed speed assumed values similar to those described in Posch *et al.* (2017).

### 3. CONCLUSIONS

The present work allowed a better understanding of the real influence of the synergic law in the process and the observation of some limitations on the control of the process resulting in defects as reported by Mendez (2003). It was observed that the amount of melted material and his disposition in the WB geometry varies significantly with the different laws. Indicators of the correct distribution of material were also identified. The microhardness tests revealed a range of values for this material and allowed a better understanding about the influence that the surrounding environment has in the material cooling and in the microstructure as referred by Taban & Kaluç (2013).

### REFERENCES

- Imoudu, N. E. (2017). The Characteristic of Cold Metal Transfer (CMT) and its application For Cladding. The Arctic University of Norway: Faculty of Technology, TromsØ. Master Thesis
- Posch, G., Chladil, K., Chladil H. (2017, April). Material properties of CMT - metal additive manufactured duplex stainless steel blade-like geometries. *Weld World*. Springer.
- Taban, E., Kaluç, E. (2013). Welding behaviour of Duplex and Superduplex Stainless Steels using Laser and Plasma ARC Welding processes. *Welding in the World, Le Soudage Dans Le Monde*. Springer Verlag.
- Mendez, P. F. & Eagar, T. W. (2003). Penetration and defect formation in high-current arc welding. *Welding Journal*
- Vignesh, V. S. (2017). 3D Additive Manufacturing. WAAM Martensitic Stainless Steel: Process Optimization & Resulting Weld Geometrical Characterization. TUDelft, Delft. Master Thesis.

# ESTUDO IN VITRO DA INFLUÊNCIA DA DENSIDADE DO OSSO TRABECULAR NA TRANFERÊNCIA DE CARGA NA ARTROPLASTIA CIMENTADA

João Paula <sup>1</sup>, Ana Cabrinha <sup>2</sup>, António Ramos <sup>3</sup>

<sup>1</sup> TEMA, Departamento Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro, Portugal, [jcpaula@ua.pt](mailto:jcpaula@ua.pt)

<sup>2</sup> TEMA, Departamento Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro, Portugal, [anacabrinha@ua.pt](mailto:anacabrinha@ua.pt)

<sup>3</sup>TEMA, Departamento Engenharia Mecânica, Universidade de Aveiro, Portugal, [a.ramos@ua.pt](mailto:a.ramos@ua.pt)

## RESUMO

O cimento ósseo (PMMA) apresenta um vasto leque de aplicações em ortopedia, uma das quais na fixação da artroplastia da anca, designada de artroplastia cimentada da anca. A fixação cimentada apresenta insucesso relacionada com o cimento e sua fixação na interface. No estudo foram utilizadas 3 densidades de espuma de poliuretano de célula aberta (0.12, 0.16 e 0.20) g/cm<sup>3</sup>, de forma a verificar a influencia do osso na tensão de rotura da interface em ensaio de tração. Posteriormente o procedimento experimental incluía réplica da artroplastia com haste semelhante e considerado osso cortical envolvente. Os resultados comparativos na mesma condição de cementação, revelam a importância da qualidade do osso na força de rotura da interface.

Palavras-chave: Mecânica experimental / artroplastia cimentada / osso trabecular

## 1. INTRODUÇÃO

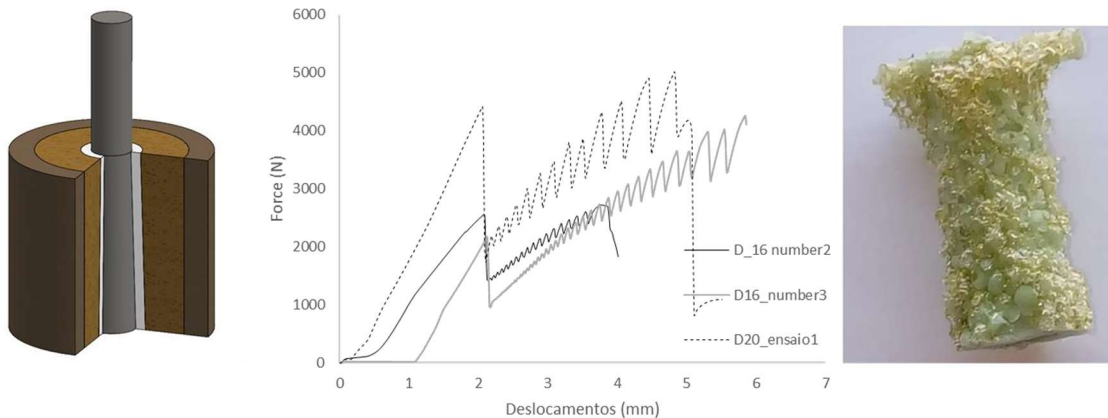
A artroplastia da anca tem se revelado como uma das soluções com maior sucesso na ortopedia. Contudo surgem ainda falhas, relatadas nos diversos registos ortopédicos e representam cerca de 10% (António Manuel Ramos, *et al.* 2019). A artroplastia cimentada da anca é uma solução indicada para pacientes com idades superiores a 60 anos na maioria dos casos, contudo existem registos onde esta solução é a mais utilizada (Kärrholm 2010). Verifica-se no total uma utilização crescente com o envelhecimento da população (Kurtz *et al.* 2007), existem fatores associados à perda óssea e também a qualidade do osso que podem influenciar a fixação da artroplastia. O sucesso da fixação cimentada depende de alguns fatores, entre os quais o tipo de cimento, o tipo de mistura e a penetração do cimento no osso esponjoso (Waanders *et al.* 2010), a sua viscosidade e temperatura de polimerização.

O presente trabalho por hipótese, a qualidade do osso envolvente na fixação cimentada da artroplastia da anca afeta a transferência de carga e a tensão de rotura da interface e por conseguinte a fixação da prótese.

## 2. DESCRIÇÃO

O estudo experimental foi desenvolvido com o aparo da figura 1 representado a ligação cimentada de uma haste com osso esponjoso e cortical envolvente. Nos ensaios foi utilizada uma haste 8-10mm de diâmetro com fixação cimentada na interface com cimento ósseo Palacos R e haste em CrCo. Para simular o osso esponjoso foi utilizado espuma aberta de poliuretano com 3 densidades (0.12, 0.16 e 0.20 g/cm<sup>3</sup>) utilizando para simular o osso cortical

um compósito de resina epóxi com fibra curta de vidro com 5mm de espessura. O comprimento da amostra foi de 40mm e foi utilizada a técnica de cementação manual garantindo uma espessura de cimento constante de 2mm. Foram realizados 3 testes de tração ou pull-out da haste em cada amostra a uma velocidade de 5mm/min até remoção da haste, registrando a carga ao longo do tempo apresentada na figura 1b).



**Fig. 1 – a) Modelo experimental, b) resultados do ensaio de tração, c) aspeto exterior do cimento após ensaio.**

Os resultados apresentam a influência da densidade do osso na força de rotura da interface. O pico de força máxima foi de 2040N para 0.12, 3245N para 0.16 e 3906N para 0.20 g/cm<sup>3</sup> de densidade, representando um incremento de 90% para as mesmas condições de fixação da artroplastia. A rotura ocorre em diferentes zonas influência da densidade do osso como revela a figura 1c).

### 3. CONCLUSÕES

Os resultados do presente estudo validam a hipótese formulada, a qualidade do osso a quando da aplicação de uma artroplastia cimentada influencia a sua fixação e a sobrevivência da artroplastia quando aplicada a mesmas condições de cimentação.

### 4. AGRADECIMENTOS

POCI-01-0145-FEDER-032486, apoiado pelo FEDER, através do COMPETE2020 - Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (POCI), FCT/MCTES.

### REFERÊNCIAS

- António Manuel Ramos, Fernando F. Fonseca, Fernando M. Judas, José A. Simões. 2019. *Artroplastia Da Anca, Aspetos Biomecânicos e Biológicos*. B4technolo ed. Aveiro.
- Kärrholm, Johan. 2010. "The Swedish Hip Arthroplasty Register (Www.Shpr.Se)." *Acta Orthopaedica* 81 (1): 3–4. <https://doi.org/10.3109/17453671003635918>.
- Kurtz, S, K Ong, E Lau, F Mowat, and M Halpern. 2007. "Projections of Primary and Revision Hip and Knee Arthroplasty in the United States from 2005 to 2030." *J Bone Joint Surg Am* 89 (4): 780–85. <https://doi.org/10.2106/jbjs.f.00222>.
- Waanders, Daan, Dennis Janssen, Kenneth A. Mann, and Nico Verdonschot. 2010. "The Mechanical Effects of Different Levels of Cement Penetration at the Cement-Bone Interface." *Journal of Biomechanics*. <https://doi.org/10.1016/j.jbiomech.2009.11.033>.

## ENSAIO AERODINÂMICO DE UMA PONTE PEDONAL SUSPensa

*Fernando Marques da Silva*

<sup>1</sup> LNEC- Dep. de Estruturas, Núcleo de Engenharia Sísmica e Dinâmica de Estruturas, Portugal, [fms@lnec.pt](mailto:fms@lnec.pt)



### RESUMO

O trabalho apresentado refere-se à avaliação do comportamento aerodinâmico da ponte pedonal suspensa 516 Arouca. Para tal realizaram-se ensaios em túnel de vento sobre um modelo reduzido de modo a obter os seus coeficientes aerodinâmicos estáticos e a resposta dinâmica.

Os ensaios estáticos contemplaram diferentes configurações: i) tabuleiro; ii) tabuleiro e catenárias; iii) tabuleiro com pessoas, e; iv) tabuleiro e pórticos de suporte aos cabos de estabilização. Para os ensaios dinâmicos foi ensaiado apenas o tabuleiro.

Para estes últimos ensaios, dado que o principal modo de deslocamento é lateral (em baloiço), houve que implementar um esquema de suspensão apropriado.

Palavras-chave: Pontes suspensas / Aerodinâmica / Túnel de vento

## 1. INTRODUÇÃO

As pontes de grande vão deste tipo são, no mundo, em número reduzido e, na sua maioria, não recorrem a pilares para elevar as catenárias (Hermansson e Holma 2015) sendo o vão inferior a 200 m. Existem, no entanto, pontes com vãos maiores como, por exemplo, a ponte Charles Kuonen com 494 m de vão (nos Alpes Suíços, com 85 m de altura). Este tipo de pontes dispõe (em todos os casos conhecidos) de catenárias horizontais, ao nível do tabuleiro, ou cabos ancorados ao solo (Charles Kuonen) como forma de estabilizar os deslocamentos laterais. Outra opção construtiva recorre a tabuleiros rígidos sem flecha.

A ponte em estudo é do tipo suspensa com pilares, catenárias e pendurais, mas sem catenárias horizontais. Tem um vão com 516 m (a maior do seu género), um tabuleiro com 1,2 m de largura e uma altura máxima sobre o rio Paiva de 175 m. Estas características conduzem a uma estrutura muito flexível com um 1<sup>o</sup> modo de muito baixa frequência, em deslocamento lateral – em “baloço” – pelo que se impunha a avaliação do comportamento aerodinâmico da ponte.

Foram realizados ensaios em túnel de vento sobre um modelo seccional da ponte de modo a obter os coeficientes aerodinâmicos estáticos – arrastamento, sustentação e momento de picada – bem como a resposta dinâmica avaliando a ocorrência de instabilidades aerodinâmicas (libertação de vórtices ou galope), seguindo as metodologias usuais (ASCE. 1999; Marques da Silva e Pereira 2009; Marques da Silva, 2020; Mata e Saraiva 1989; Saraiva 1988; Saraiva e Marques da Silva 1995).

Testaram-se diferentes configurações: i) tabuleiro; ii) tabuleiro e catenárias; iii) tabuleiro com pessoas, e; iv) tabuleiro e pórticos de suporte aos cabos de estabilização. Para os ensaios dinâmicos foi ensaiado apenas o tabuleiro e, dado que o principal modo de deslocamento é lateral (em baloço), houve que implementar um esquema de suspensão apropriado.

## 2. A ESTRUTURA

A ponte pedonal suspensa sobre o Rio Paiva situa-se no Município de Arouca nas imediações das povoações de Alvarenga e Chieira, junto à Cascata da Agueira, Figura 1. O local é caracterizado por uma orografia complexa onde se desenvolve o leito do Rio Paiva que, na vizinhança da ponte, é bastante cavado, declives muito acentuados e com meandros pronunciados a norte da ponte, o que tem influência no escoamento incidente, nomeadamente no que se refere à inclinação relativamente à horizontal.



Figura 1 – A ponte 516 Arouca

A orografia local sugere a possibilidade de o escoamento abordar a estrutura segundo ângulos de incidência não nulos, embora de pequena inclinação, descendentes de NO e ascendentes de SE.

A ponte é do tipo suspensa sendo os cabos principais (catenárias), Figura 2, apoiados em pilares de betão armado, com 35,5 m de altura colocados nas margens, e ancorados no solo, vence um vão de 516,5 m (507,6 m entre pórticos) cuja implantação está aproximadamente à cota 300, estando o leito do rio à cota 125. O tabuleiro é suspenso dos cabos principais por pendurais, sendo a flecha a meio vão é de 23,4 m.

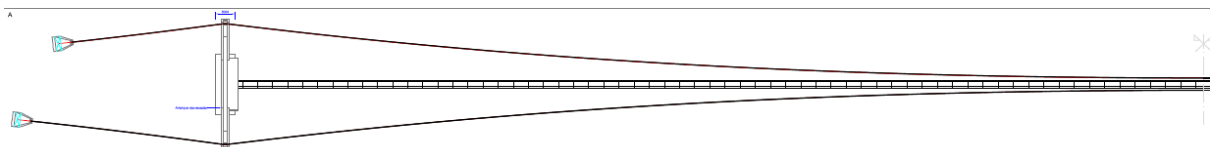


Figura 2 - Geometria, em planta, dos cabos principais (catenárias) (Bandeira e Tadeu 2018)

O tabuleiro é constituído por 127 tramos com 4 m de comprimento constituídos por uma estrutura metálica formada por duas longarinas na base, três transversas e dois “pórticos” nos topos, construídas em perfil UNP100. Nos pontos superiores deste “pórticos” apoiam-se os corrimãos, 1,23 m acima do pavimento e distando entre si de 1,26 m. Os olhais de ligação aos pendurais situam-se no ponto mais exterior dos “pórticos” sendo a ligação feita por um parafuso M20 e porca única, Figura 3. O peso próprio de cada tramo do tabuleiro é de 4,96 kN.



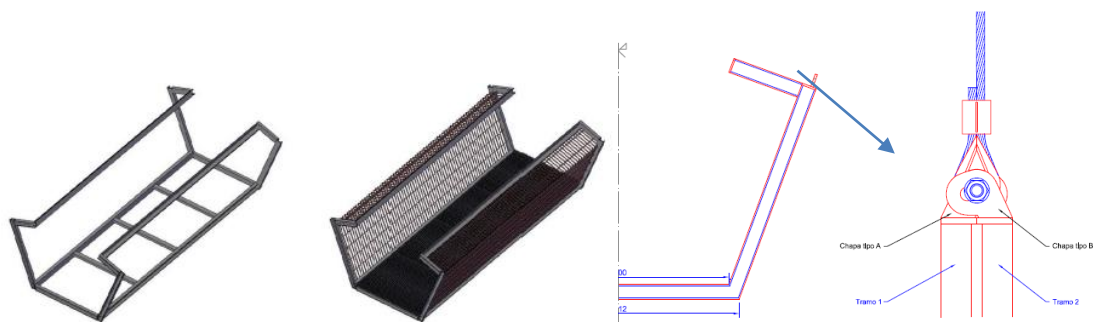


Figura 3 - O tabuleiro, o “pórtico” e a ligação aos pendurais (Bandeira e Tadeu 2018)

O pavimento é constituído por um gradil metálico com 1,20 m de largura e as guardas laterais, entre o corrimão e o pavimento, acompanham a forma dos “pórticos” com uma rede metálica. Ambos os elementos apresentam porosidade elevada (>70%). A barra do corrimão é constituída por um perfil L e uma barra quinada em L, sobrepostas e inclinadas a 20°, ambas com a face concava para o exterior. Numa revisão do projeto (Bandeira 2019) e de modo a minimizar rotações e deslocamentos laterais excessivos do tabuleiro, Figura 4 a) **Error! Reference source not found.**, foi adicionado um sistema constituído por um “pórtico” e dois cabos de travamento – pendurais secundários - a colocar nas mesmas posições dos pendurais, Figura 4 b). O braço horizontal deste pórtico está 2,23 m acima do pavimento e é constituído por perfis UNP100.

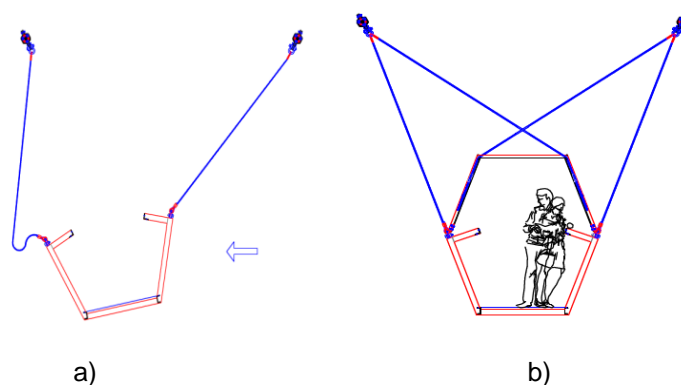


Figura 4 – a) Deslocamento e rotação do tabuleiro sob a ação do vento e, b) Sistema de travamento do tabuleiro (Bandeira 2019)

A análise modal a esta nova configuração estima em  $f=0,116$  Hz a frequência do 1º modo de vibração em flexão lateral (Bandeira 2019).



### 3. ENSAIOS AERODINÂMICOS

#### 3.1. O túnel de vento

Os ensaios foram levados a cabo no túnel aerodinâmico de circuito fechado, do tipo aeronáutico, que dispõe de um ventilador axial controlado por um variador de frequência assegurando uma velocidade do escoamento continuamente variável até ~45 m/s. A câmara de ensaios tem dimensões de 1,0x1,2x3,0 m<sup>3</sup> (seção transversal de 1,20m<sup>2</sup>), a jusante de uma contração que garante um escoamento uniforme e de baixa turbulência (<1%) (Borges 1968; <http://www.lnec.pt>).

Todos os ensaios foram realizados com a secção de ensaios aberta lateralmente de modo a evitar problemas de blocagem. A velocidade do escoamento foi determinada indiretamente através da medição da pressão dinâmica por um micromanómetro de precisão van Essen, tipo Betz, ligado a um tubo de Pitot-Prandtl de 5 mm de diâmetro. As forças exercidas sobre o modelo foram avaliadas por seis células de carga Aihasd (5 kg max. – quatro para a sustentação e duas para o arrastamento), incluindo ponte completa de extensómetros, e previamente calibradas. Os dados foram recolhidos por uma unidade HBM SPIDER 8 via *software* dedicado.

#### 3.2. Semelhança

A Teoria da Semelhança estabelece relações de proporcionalidade entre os valores das grandezas físicas que caracterizam o protótipo e o seu comportamento e os valores das grandezas homólogas relativas ao modelo reduzido que, no caso dos fenómenos dinâmicos governados por grandezas cujas dimensões fundamentais são o comprimento (l), a massa (m) e o tempo (t), permite definir diretamente as escalas respetivas, designadas por  $\lambda$ ,  $\mu$ ,  $\tau$ , e expressas por

$$\lambda = \frac{l_m}{l_p} \quad ; \quad \mu = \frac{m_m}{m_p} \quad ; \quad \tau = \frac{t_m}{t_p} = \frac{f_p}{f_m} = \varphi^{-1} \quad (1)$$

As escalas relativas às grandezas derivadas podem ser obtidas diretamente a partir destas por condições de homogeneidade dimensional, vindo, por exemplo, para as escalas de forças e velocidades,

$$\phi = \frac{F_m}{F_p} = \mu \tau \lambda^{-2} \quad ; \quad \xi = \frac{U_m}{U_p} = \lambda \varphi \quad (2)$$

em que os índices  $p$  e  $m$  se referem, respetivamente, ao protótipo e ao modelo.

No caso da interação entre o vento e a estrutura há que contabilizar não só as características do modelo propriamente dito como também as do escoamento do ar exigindo a igualdade de todos os parâmetros adimensionais construídos com base nas grandezas físicas relevantes.

O recurso ao túnel aerodinâmico para o estudo do comportamento, sob ação do vento, de uma estrutura em que as forças de inércia podem desempenhar um papel importante – ponte suspensa –, impõe um valor unitário para a escala das massas volúmicas do fluido e da aceleração gravítica, permitindo estabelecer as seguintes relações:  $\mu = \lambda^3$  e  $\tau = \lambda^{1/2}$  (quando as forças mássicas são importantes, como é o caso das pontes suspensas – semelhança dita de Froude). O que implica que para estes casos apenas uma dimensão pode ser estabelecida arbitrariamente, a escala de comprimentos,  $\lambda$ , por razões ligadas à dimensão da câmara de ensaios. No que respeita às condições aerodinâmicas a respeitar deve assegurar-se a relação entre as forças de inércia e viscosas do escoamento, traduzir-se-ia pela necessidade de manter constante o número de Reynolds,  $Re$

No entanto não é possível respeitar esta igualdade dadas as reduzidas dimensões do modelo e o facto de as velocidades no túnel de vento serem limitadas no seu valor máximo, inferior às velocidades correspondentes às que interessa considerar no protótipo. Na prática, dado que os elementos estruturais têm formas caracterizadas por arestas vivas e, por conseguinte, pontos fixos de descolamento das camadas limite, dando origem a que, para valores de  $Re > 10^3$ , as suas esteiras sejam turbulentas e os respetivos coeficientes aerodinâmicos praticamente independentes desse parâmetro.

O escoamento atmosférico é naturalmente turbulento (e, por maioria de razão, em ambiente de orografia complexa) pelo que os ensaios deveriam simular, à escala, as características da turbulência. No entanto os ensaios em túnel de vento decorrem, em regra, em condições de vento uniforme e de baixa intensidade de turbulência (usualmente <3%), sendo aceite pela generalidade dos especialistas que estas condições de ensaio tornam mais drásticos os fenómenos de instabilidade, funcionando, em regra, do lado da segurança (Davenport *et al.* 1969; Davenport *et al.* 1971; Lam *et al.* 2017; Scanlan 1978; Scanlan e Lin 1978).

Em condições de vento forte - atmosfera neutra e turbulência exclusivamente mecânica - o vento tende a ser horizontal não sendo espectáveis valores de  $\alpha > 5^\circ$  para velocidades de 80 km/h ou de  $\alpha > 3^\circ$  para velocidades de 120 km/h (Davenport *et al.* 1969). No entanto a orografia envolvente pode impor componentes verticais ao escoamento tornando-o, embora com pequenas inclinações, descendentes de norte ou ascendentes de sul. Efetivamente este tipo de ensaios é conservativo

### 3.3. O modelo

O modelo reproduz o tabuleiro com as vigas longitudinais, transversais e de apoio das guardas e dos corrimãos, para o que foram usados perfis metálicos de forma idêntica à do protótipo. O pavimento é constituído por um gradil em PVC e a guarda é construída por fios de arame, reproduzindo-se em ambos a porosidade do protótipo. O seu comprimento total é 1,0 m, com 0,325 m de largura do pavimento e 0,540 m máxima (guarda), e 0,325 m de altura, Figura 5.

De modo a garantir a bidimensionalidade do escoamento em torno do instalaram-se placas de extremidade, arredondadas e de bordos afilados. Os topos do modelo prolongam-se por duas hastes cilíndricas, aparafusadas às placas nas extremidades do modelo, garantindo uma ligação rígida, coincidindo o ponto de ligação com o centro de gravidade do modelo. Estas hastes são atravessadas, já no exterior do túnel, por varões de aço, Figura 6 b), que ligam às molas de suspensão, suspensas das células de carga.

Usaram-se 4 células de carga para as forças verticais (sustentação) ligadas às suspensões e 2 ligadas por arames de fios INVAR, providos de esticadores, a pontos fixos na estrutura do túnel na direção longitudinal (arrastamento). Os valores medidos foram registados por uma unidade HBM *Spider 8*.



Figura 5 - A longarina e a guarda, e o gradil do pavimento no modelo

O ângulo de ataque obtém-se através da variação do comprimento das cadeias de suspensão, Figura 7.

A escala do modelo ( $\lambda=1:4$ ) teve em consideração:

- A necessidade de definição da geometria das vigas (tabuleiro e corrimão);
- Evitar baixos números de Reynolds, com  $Re > 5 \cdot 10^3$ , tomando como dimensão característica a menor dimensão das vigas, para toda a gama de velocidades de ensaio;
- Reproduz o comprimento de um módulo;
- Evita efeitos de bloqueio devido à grande porosidade, ocupando 4% da área da secção reta do túnel de vento (sendo os ensaios, ainda assim, realizados com a secção de trabalho aberta).



Figura 6 - O modelo instalado no túnel de vento

Os coeficientes aerodinâmicos, sustentação,  $C_L$ , arrastamento,  $C_D$ , e momento de picada,  $C_M$ , (de rotação em torno do eixo longitudinal) que é tomado positivo no sentido direto, são calculados, por unidade de comprimento, para cada ângulo de ataque através das Eq. (3) – por regressão linear aos pares de valores  $F(U) - qA$ , onde  $q = \frac{1}{2} \rho U^2$ ,  $A$  é uma área de referência e  $U$  a velocidade do escoamento.

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2} \rho U^2 d}; \quad C_D = \frac{D}{\frac{1}{2} \rho U^2 h}; \quad C_M = \frac{M}{\frac{1}{2} \rho U^2 d^2} \quad (3)$$

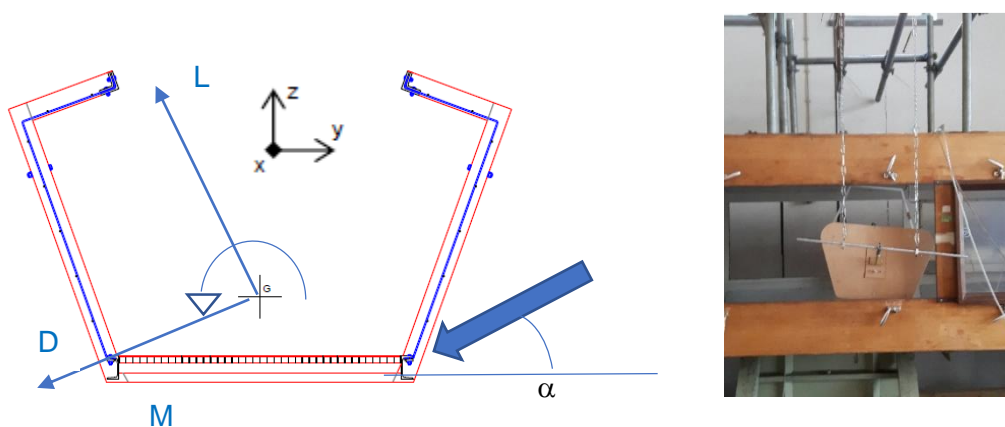


Figura 7 – Ângulo de ataque, forças e momento

Numa segunda configuração adicionou a presença de silhuetas de figuras humanas na mesma escala, Figura 6 c), apenas para incidência nula.



A área de referência tem um papel importante na quantificação dos coeficientes aerodinâmicos tendo sido considerado a área exposta: tabuleiro com e sem pessoas - viga longitudinal do tabuleiro + 2 x as vigas verticais das extremas dos módulos + 2 x o corrimão. A razão que levou a considerar apenas uma viga do tabuleiro prende-se com a obstrução que o gradil impõe ao escoamento, enquanto que para os restantes elementos o seu afastamento permite a recuperação do escoamento, agindo sobre cada um deles.

A segunda fase corresponde à configuração que incorpora o pórtico de travamento das rotações do tabuleiro, Figura 4 b), nomeadamente: i) na comparação com os coeficientes obtidos para a configuração original, e ii) avaliação dos coeficientes aerodinâmicos da ação longitudinal imposta pelos “pórticos” adicionados à estrutura, para incidências de  $\Theta = 0^\circ$  (direção longitudinal),  $10^\circ$ ,  $20^\circ$ ,  $30^\circ$ ,  $45^\circ$  e  $60^\circ$  uma vez que a ponte passou a estar sujeita a ações aerodinâmicas longitudinais. Para tal o modelo do pórtico foi instalado num suporte tendo intercalada uma célula de carga, Figura 8, fazendo-se variar o ângulo de ataque por rotação do conjunto.



Figura 8 - Ensaio do pórtico e da ponte com o pórtico

A ponte em análise não sendo de suspensão comum (em pontes pedonais) coloca alguns desafios à execução dos ensaios dinâmicos. Efetivamente o principal modo de deslocamento é transversal, situação não trivial de ensaio, com uma frequência muito baixa ( $f_0 \approx 0,1$  Hz). Sendo o deslocamento na direção do escoamento obriga a que as molas que garantem a escala de tempo (através da frequência de oscilação) tenham, também, de estar posicionadas horizontalmente. Acresce que baixa frequência da ponte obriga a que a frequência das molas seja excessivamente baixa.

O problema foi ultrapassado montando uma instalação que permite desmultiplicar a frequência de oscilação (semelhante a um metrónomo), usando molas correntes, mas com

características que permitem uma frequência de oscilação apropriada, e um braço com comprimento suficiente para suspender a ponte e obter a frequência de ensaio desejada, Figura 10 e Figura 9. A resposta dinâmica da ponte é avaliada através da estimativa dos coeficientes de amortecimento. No entanto o modelo numérico de análise estrutural não permite identificar modos “puros” de torção (no plano yz) associados unicamente ao tabuleiro pelo que os ensaios de resposta dinâmica à ação do vento restringiram-se aos correspondentes a deslocamentos transversais.

Para toda a sequência de ensaios registou-se a resposta do modelo (oscilações livres) sujeito a velocidades crescentes do vento, sem qualquer ação externa, e com excitação forçada aplicando-se iniciais de 3 a 5 cm.

O fator de amortecimento,  $\zeta$ , expresso em função do amortecimento crítico, é calculado a partir das amplitudes dos registos das oscilações livres recorrendo, uma vez que se está em presença de valores muito pequenos de amortecimento,

$$\zeta = \frac{\delta}{2\pi} \quad (5)$$

sendo  $\delta$  o decremento logarítmico,  $\delta = \frac{1}{n} \ln \left( \frac{a_t}{a_{t+n}} \right)$ , a partir do valor do decremento logarítmico das amplitudes de oscilação,  $a_t$ .



Figura 9 – Sistema de desmultiplicação de frequências para os deslocamentos laterais da ponte





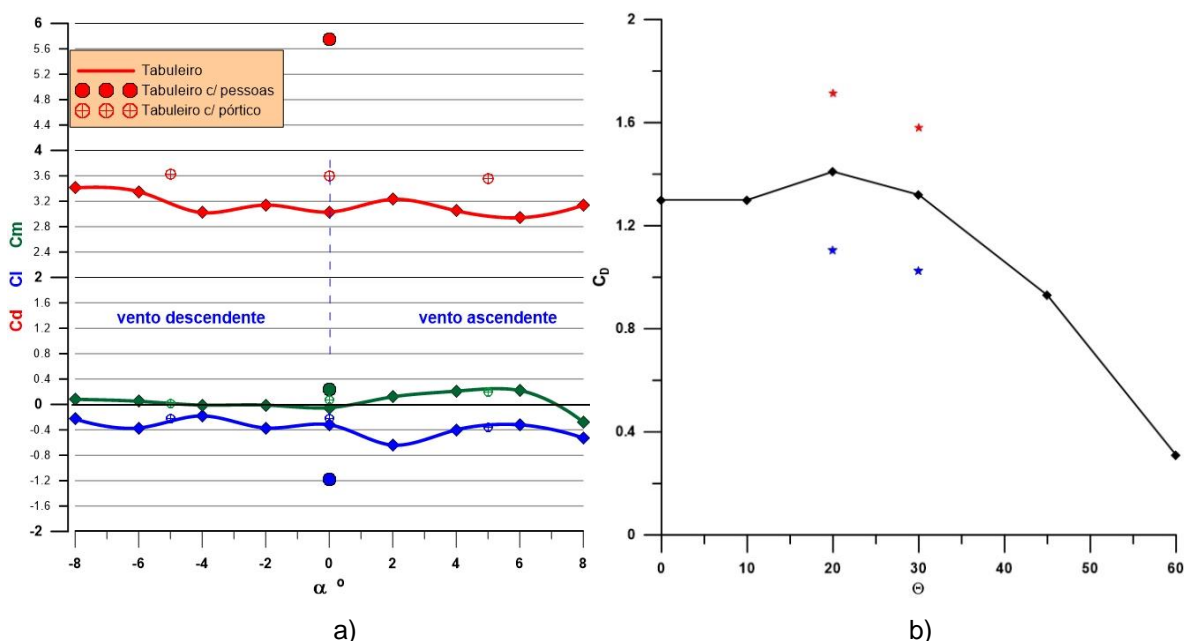


Figura 11 – a) variação dos coeficientes aerodinâmicos em função do ângulo de ataque e, b) coeficiente de arrastamento do pórtico em função da incidência longitudinal

As flutuações dos deslocamentos para as velocidades mais elevadas contêm uma energia substancialmente maior para as incidências de  $\Theta = 20^\circ$  e  $30^\circ$ , correspondentes à libertação de vórtices com uma frequência de  $f_{vs} \approx 10$  Hz, a que corresponde o valor do parâmetro adimensional que caracteriza estes fenómenos – o número de Strouhal,  $St = fd/U$  – de  $St = 0,01$ . Esta libertação de vórtices justifica o facto de os valores de  $C_D$  serem mais elevados para estas incidências do que para de  $\Theta < 20^\circ$ .

O recurso ao decremento logarítmico pressupõe que a série a tratar seja sinusoidal o que não acontece para um número significativo de registos obtidos nestes ensaios. Assim, apenas se apresentam os coeficientes de amortecimento referentes a registos com excitação inicial em deslocamento transversal. Os resultados apresentados têm em abcissas a “amplitude dos deslocamentos” (na realidade trata-se da amplitude das forças medidas) adimensionalizadas pelo valor máximo registado em cada ensaio. Na Figura 12 representam-se as séries temporais das “amplitudes de deslocamento” sem vento e com vento, com excitação inicial.

É evidente que as oscilações são mais rapidamente amortecidas quando a ponte está imersa num escoamento e que a presença do vento induz persistentes movimentos de rotação de pequena amplitude de carácter não sinusoidal.

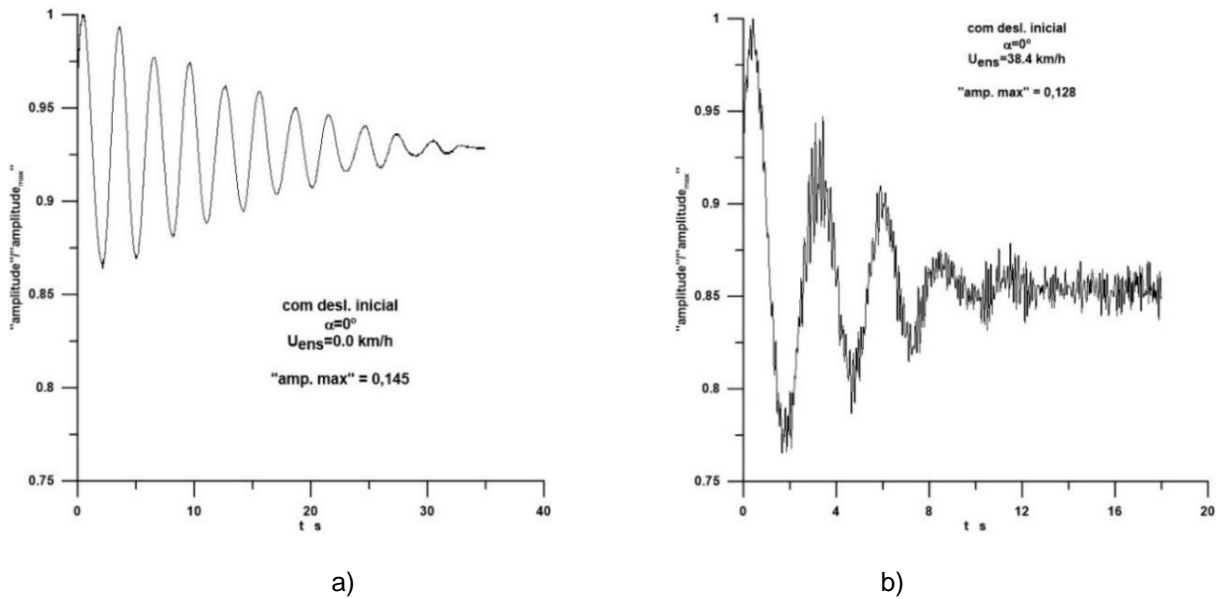


Figura 12 - Séries temporais das “amplitudes de deslocamento” sem vento (a) e com vento (b), com excitação inicial

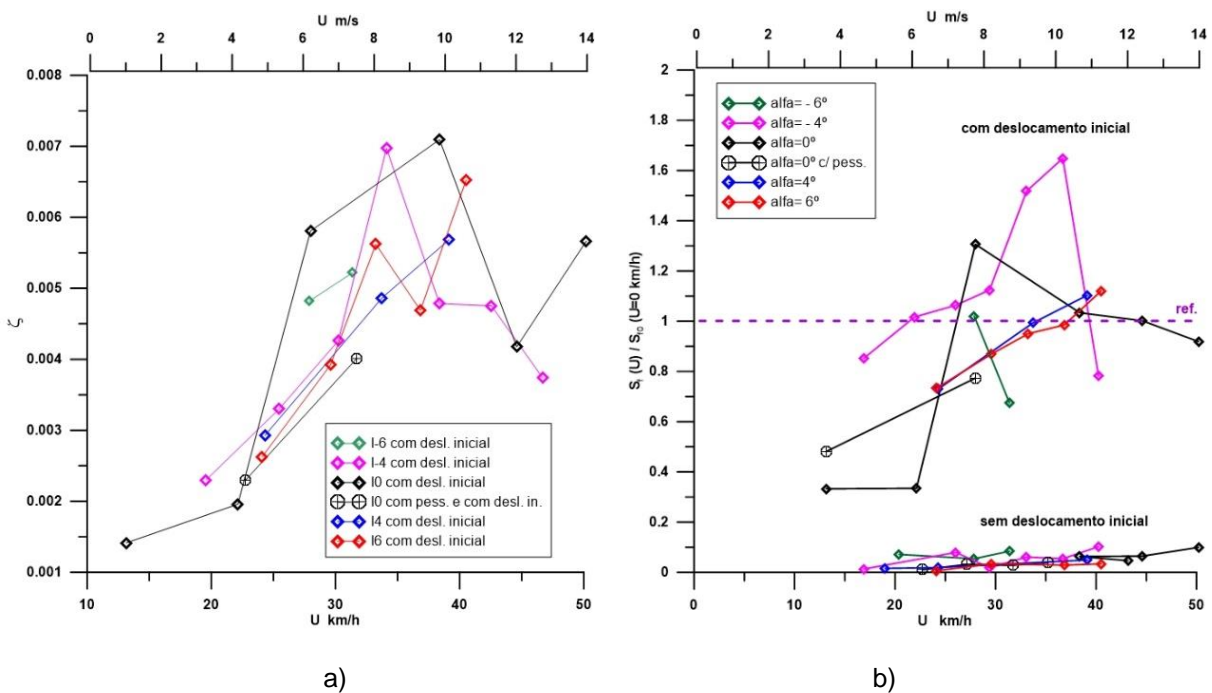


Figura 13 – a) Coeficientes de amortecimento aerodinâmico para o deslocamento transversal;  
b)  $(S_1)_{max}$  vs  $S_{f0}$ , sem e com deslocamento inicial

Os amortecimentos são sempre positivos com deslocamento inicial forçado para o que contribui a força de arrastamento, Figura 13 a), onde se representa a evolução dos coeficientes de amortecimento,  $\zeta$ , em função da velocidade do vento no protótipo e do ângulo de ataque. Na Figura 13 b) apresenta-se a comparação das componentes espectrais, com velocidade e incidência variáveis, com as obtidas para velocidade nula com deslocamento

inicial na frequência do 1º modo. O vento com incidência descendente (de norte) de  $\alpha = -4^\circ$  induz uma resposta mais gravosa, havendo excitação inicial, com valores superiores à unidade em praticamente toda a gama de velocidades, isto é a energia associada às oscilações é maior que a que decorre da excitação sem vento.

## 5. CONCLUSÕES

A avaliação do comportamento aerodinâmico da ponte pedonal suspensa sobre o Rio Paiva fez-se, como para outras pontes suspensas, através de ensaios em túnel de vento sobre um modelo (seccional) reduzido que deve reproduzir as características essenciais da estrutura de acordo com escalas específicas. De entre estas características as frequências dos principais modos de oscilação são requisitos fundamentais para a caracterização da resposta dinâmica à ação do vento.

A variação dos coeficientes aerodinâmicos, incluído o pórtico, é de  $2,85 < C_D < 3,60$ ;  $0,20 < C_L < 0,65$ ;  $-0,30 < C_M < 0,30$ , para o arrastamento, sustentação e momento, respetivamente. Os valores máximos observados ocorrem para  $\alpha = -8^\circ$ ;  $\alpha = 2^\circ$ ;  $\alpha = 6^\circ$  e  $8^\circ$ , respetivamente. A presença de utentes, nas condições de ensaio, altera os valores em  $C_D(0^\circ)$  de 3,0 para 5,8;  $C_L(0^\circ)$  de 0,38 para 1,20 e  $C_M(0^\circ)$  de 0,1 para 0,2.

A ação longitudinal sobre o pórtico foi avaliada para incidências variáveis na gama  $0^\circ < \Theta < 60^\circ$ , obtendo-se valores máximos de  $1,2 < C_D < 1,4$  para  $\Theta < 40^\circ$ . Para maiores desvios relativamente ao eixo do tabuleiro o valor daquele coeficiente cai rapidamente para  $C_D = 0,2$ .

Foi também avaliada a possibilidade de os vórtices libertados pelo pórtico poderem constituir um risco para a estrutura tendo-se concluído que o número de Strouhal correspondente é de  $S_i = 0,01$ , pelo que a velocidade crítica (correspondente à situação de *lock-in*) é de 100 m/s (360 km/h). No entanto as vibrações induzidas conduzem à variação do coeficiente de arrastamento de  $1,0 < C_D < 1,8$  para  $20^\circ < \Theta < 30^\circ$  com implicações nas ações de fadiga, correspondentes a ventos de SO e NE.

Não se verificando o critério de den Hartog não é viável a ocorrência de galope.

A avaliação da resposta dinâmica à ação do vento necessitou de uma abordagem de ensaio peculiar dado que a oscilação fundamental da estrutura é de deslocamento transversal significando que o modelo se deve deslocar, no túnel de vento, de forma pendular no sentido do escoamento.

Os ensaios permitiram estimar a evolução dos coeficientes de amortecimento, em função da velocidade do vento no protótipo e do ângulo de ataque e eventuais deslocamentos iniciais, que mostraram ser sempre positivos.

## REFERÊNCIAS

- ASCE. 1999 – Wind Tunnel studies of Buildings and Structures. ASCE manuals and reports on engineering practice nº 67, ISBN 0-7844-0319-8.
- Bandeira, F.; Tadeu, A., 2018 – Alteração do projeto da ponte suspensa da Cascata das Aguieiras (Ponte pedonal suspensa sobre o Rio Paiva). Projeto de execução. ITECONS, Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal.
- Bandeira, F., 2019 – Ponte pedonal suspensa sobre o Rio Paiva) Nota Técnica sobre o sistema de conforto anti torção. ITECONS, Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal.
- BORGES, J. A. R., 1968 – LNEC's aerodynamic wind tunnel, Memory nº 319, LNEC (in Portuguese).
- Davenport, A. G.; Isyumov, N., Fader, D. J., Bowen, C.F.P., 1969 – A study on wind action on a suspension bridge during erection and completion: The Narrows Bridge, Halifax, Canada. Fac. of Engineering Science, Un. Of Western Ontario, London, Canada.
- Davenport, A. G.; Isyumov; N., Myata, T., 1971 – The experimental determination of the response of suspension bridges to turbulent wind. Proc. 3rd Int. Conf. on Wind Effects on Buildings and Structures, Tokyo.
- Hermansson, V.; Holma, J. (2015) – Analysis of suspended bridges for isolated communities. Rapport TVBK-5234, Lund Tekniska Hogskola, Sweden. ISSN 034-4969.
- Lam, H. T.; Katsuchi, H.; Yamada, H. (2017) – Investigation of turbulence effects on the aeroelastic properties of a truss bridge deck section, Engineering, 3, 845-853.
- Marques da Silva, F.; Pereira, I., 2009 – Aerodynamic stability evaluation of the cable stayed bridge for the third Tejo crossing in Lisbon. Reference configuration. LNEC - Proc. 0304/1/17207. Report 265/2009 – DE/NOE (in Portuguese).
- [Marques da Silva, F., 2020 – Aerodynamic characterization of the Edgar Cardoso cable stayed bridge at Figueira da Foz. LNEC - Proc. 305/121/2216502. Report 292/2020– DE/NESDE (in Portuguese).
- Mata, C.; Saraiva, J. G., 1989 – Arade river bridge aerodynamic stability. LNEC - Proc. 036/1/9038. Report 97/989– DE/NDA (in Portuguese).
- Saraiva, J. G., 1988 – Aerodynamic stability of the Tejo bridge. LNEC - Proc. 036/1/8085. Report 217/88 – DE/NDA (in Portuguese).
- Saraiva, J. G.; Marques da Silva, F., 1995 – Aerodynamic studies on the new Tejo crossing cable stayed bridge. LNEC - Proc. 036/1/11633. Report 153/95 – DE/NDA (in Portuguese).
- Scanlan, R. H., 1978 – The action of flexible bridges under wind, I: Flutter theory. Jou. Of Sound and Vibration, nº 60(2), Academic Press, London, pp 187-199.
- Scanlan, R. H.; Lin, W. H., 1978 – Effects of turbulence on bridge flutter derivatives. Proc. ASME, EM4.
- SIMIU, E.; SCANLAN, R., 1996 – Wind effects on structures. An introduction to wind engineering. John Wiley & Sons, 3rd Edition, 1996.
- <http://www.lnec.pt/estruturas/en/core/earthquake-engineering-and-structural-dynamics-unit/infrastructures-5/>
- <https://www.zermatt.ch/en/Media/Attractions/The-Charles-Kuonen-Suspension-Bridge>

# ENSAIO AERODINÂMICO DE UMA PONTE PEDONAL SUSPensa

*Fernando Marques da Silva*

<sup>1</sup> LNEC- Dep. de Estruturas, Núcleo de Engenharia Sísmica e Dinâmica de Estruturas, Portugal, [fms@lnec.pt](mailto:fms@lnec.pt)

## RESUMO

As pontes suspensas são particularmente sensíveis à ação do vento, condição que se agravará quando se trata de uma estrutura leve. A ponte em causa, pedonal, suspensa e de grande vão, cabe integralmente neste grupo pelo que foi avaliada do ponto de vista aerodinâmico quer para a resposta estrutural, quer para a segurança de utilização.

Palavras-chave: pontes suspensas / aerodinâmica / túnel de vento

## 1. INTRODUÇÃO

Um modelo da ponte, à escala, foi submetido a ensaios em túnel de vento o que requer o conhecimento dos modos de oscilação da estrutura. O facto de o modo principal corresponder a deslocamentos na direção do escoamento, ou seja, “em baloiço”, requereu a conceção e montagem de um sistema de suspensão específico.

É desta instalação experimental, e dos ensaios correspondentes, que se dá conhecimento nesta comunicação.

## 2. DESCRIÇÃO

O modelo ( $\lambda=1:4$ ) reproduz o tabuleiro com as vigas longitudinais, transversais e de apoio das guardas e dos corrimãos, para o que foram usados perfis metálicos de forma idêntica à do protótipo. O pavimento é constituído por um gradil em PVC e a guarda é construída por fios de arame, reproduzindo-se em ambos a porosidade do protótipo. O seu comprimento total é 1,0 m, com 0,325 m, de largura do pavimento e 0,540 m máxima (guarda), e 0,325 m de altura.

A ponte em análise não sendo de suspensão comum coloca alguns desafios à execução dos ensaios dinâmicos. Efetivamente o principal modo de deslocamento é transversal, situação não trivial de ensaio, com uma frequência muito baixa ( $f_0 \approx 0,1$  Hz).

Sendo o deslocamento na direção do escoamento obriga a que as molas que garantem a escala de tempo (através da frequência de oscilação) tenham, também, de estar posicionadas horizontalmente. Acresce que baixa frequência da ponte obriga a que a frequência das molas seja excessivamente baixa<sup>1</sup>.

---

<sup>1</sup> Para o ensaio em causa, em condições normais de ensaio, seriam necessárias molas com alongamentos de ~6m.

O problema foi ultrapassado montando uma instalação que permite desmultiplicar a frequência de oscilação (semelhante a um metrônomo), usando molas correntes, mas com características que permitem uma frequência de oscilação apropriada, e um braço com comprimento suficiente para suspender a ponte e obter a frequência de ensaio desejada.

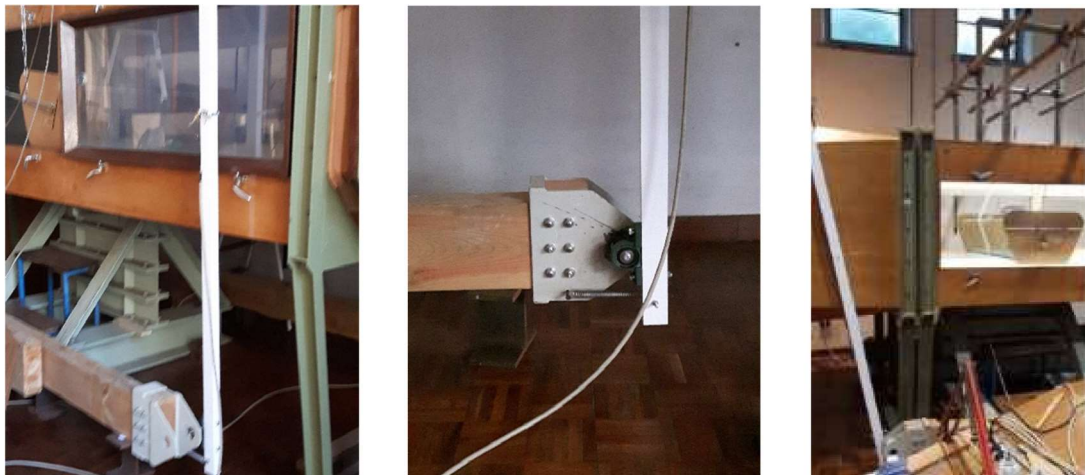


Fig. 1 – Sistema de desmultiplicação de frequências para os deslocamentos laterais da ponte

### 3. CONCLUSÕES

Os ensaios permitiram estimar a evolução dos coeficientes de amortecimento, em função da velocidade do vento no protótipo e do ângulo de ataque e eventuais deslocamentos iniciais, que mostraram ser sempre positivos.

### REFERÊNCIAS

- DAVENPORT, A. G.; ISYUMOV, N., MYATA, T., 1971 – The experimental determination of the response of suspension bridges to turbulent wind. Proc. 3rd Int. Conf. on Wind Effects on Buildings and Structures, Tokyo.
- FIB, 2005 – Guidelines for the design of footbridges. Guide to good practice prepared by Task Group 1.2. November, 2005.
- MARQUES DA SILVA, F.; PEREIRA, I., 2009 – Avaliação da estabilidade aerodinâmica da ponte atirantada da terceira travessia do Tejo em Lisboa. Configuração de referência. LNEC - Proc. 0304/1/17207. Relatório 265/2009 – DE/NOE.
- SIMIU, E.; SCANLAN, R., 1996 – Wind effects on structures. An introduction to wind engineering. John Wiley & Sons, 3rd Edition, 1996.



# LIGAÇÕES AÇO-MADEIRA-AÇO COM CAVILHAS METÁLICAS EM DUPLO CORTE E SOB AÇÃO DO FOGO

Vânia Bexiga <sup>1</sup>, Elza M M Fonseca <sup>2</sup>

<sup>1</sup> Instituto Politécnico do Porto, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Portugal, 1150498@isep.ipp.pt

<sup>2</sup> LAETA, INEGI, Instituto Politécnico do Porto, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Portugal, elz@isep.ipp.pt

## RESUMO

Este trabalho tem como objetivo apresentar o dimensionamento de ligações em aço-madeira-aço, em duplo corte com cavilhas metálicas, solicitadas à temperatura ambiente ou elevadas temperaturas sob ação do fogo. O dimensionamento à temperatura ambiente permite obter a geometria da ligação e o número de cavilhas necessárias, em função de diferentes diâmetros de cavilhas, tipos de madeira e carga aplicada. A análise a elevadas temperaturas, permite a verificação da carbonização nos elementos de madeira da ligação quando submetidas à ação do fogo. O comportamento ao fogo das ligações será avaliado, utilizando o método de elementos finitos, tornando possível a determinação da velocidade de carbonização da madeira e a influência dos elementos em aço neste processo.

Palavras-chave: Ligação aço-madeira-aço / Cavilhas / Fogo / Carbonização / Eurocódigos

## 1. INTRODUÇÃO

As uniões mecânicas assumem um papel fundamental numa estrutura global, uma vez que são os pontos mais críticos na ligação entre os diversos elementos estruturais. Existem regulamentos para o projeto de ligações em madeira baseados no Eurocódigo 5 partes 1 e 2 [1, 2]. No entanto, e para a verificação ao fogo, a utilização da regulamentação deve ser efetuada na conjunção com outras metodologias de análise, quer sejam experimentais ou numéricas. Recentemente, alguns investigadores têm realizado trabalhos publicando metodologias de análise para várias condições em estudo, em diferentes tipos de ligações em madeira. Neste trabalho pretende-se continuar estas investigações, agora em ligações aço-madeira-aço, e verificar a influência da utilização de diferentes diâmetros de cavilhas (6, 8, 10 e 12 mm) em ligações de diferentes madeiras (GL20h, GL24h, GL28h e GL32h) e sob diferente carregamento axial à tração (10, 15 e 20 kN). Posteriormente, as mesmas ligações, foram submetidas ao fogo para avaliação do seu comportamento, atendendo à carbonização da madeira, sob influência dos elementos externos e cavilhas em aço.

## 2. MÉTODOS E CONCLUSÕES

Neste trabalho, efetua-se o estudo de quatro tipos de madeira lamelada colada homogénea, com base nas propriedades obtidas através de códigos e referências. A carbonização é um efeito natural causado pela presença de altas temperaturas na superfície da madeira. Quando exposta ao calor e ao atingir valores de temperatura próximos de 280°C, a madeira entra em combustão e inicia-se o processo de degradação. O aço é um material também muito utilizado devido às suas excelentes propriedades. No entanto, com o aumento da temperatura, a



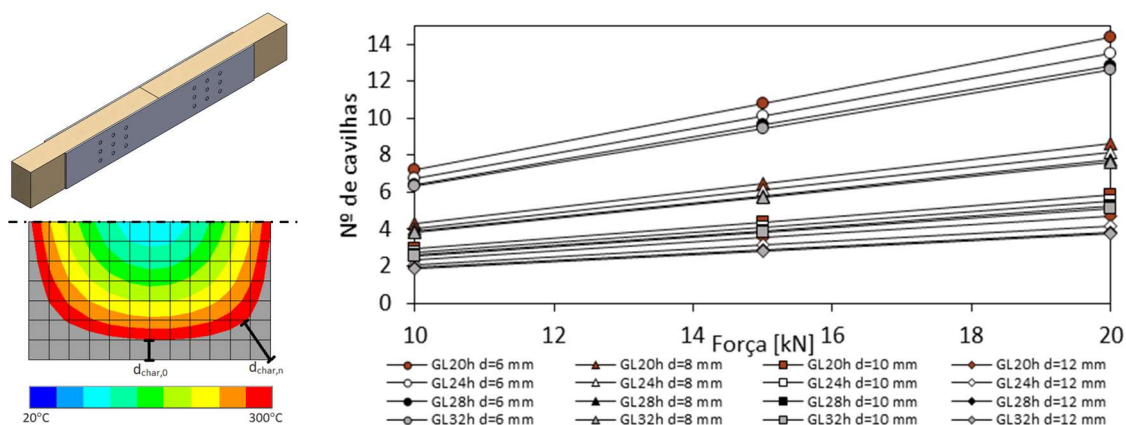
resistência mecânica do aço diminui. As propriedades do aço são obtidas em função dos Eurocódigos [3, 4].

Segundo as equações simplificadas do Eurocódigo 5 parte 1-1 [1] efetua-se o projeto da ligação. Para determinar a capacidade de carga característica por plano de corte e por ligador  $F_{v,Rk}$  é necessário obter o menor valor das equações representadas.

$$F_{v,Rk} = \min \left\{ \begin{array}{l} 0,5 f_{h,2,k} t_2 d \\ 1,15 \sqrt{2 M_{y,Rk} f_{h,2,k} d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \end{array} \right. \quad (1)$$

$$(2)$$

O número de cavilhas necessárias para assegurar a ligação é dado pela divisão entre a solicitação aplicada e a solicitação ao corte de projeto por plano de corte e por ligador. Uma ligação com múltiplos ligadores terá de respeitar a disposição do Eurocódigo 5 parte 1-1 [1], para o cálculo das distâncias mínimas entre os ligadores e à extremidade do membro. Foi possível elaborar um ábaco com todas as dimensões necessárias para as ligações, obtendo-se o número de cavilhas necessárias para cada caso, conforme a Fig. 1. Nesta figura representa-se ainda o comportamento térmico da ligação exposta ao fogo, permitindo o cálculo da respetiva velocidade de carbonização.



**Fig. 1 – Ligação; carbonização; nº de cavilhas função da carga, massa volúmica e diâmetro**

Concluiu-se que a diminuição do diâmetro das cavilhas e o aumento da carga contribuem para o aumento do número de cavilhas na ligação. A massa volúmica tem pouca influência no dimensionamento à temperatura ambiente no cálculo do número de cavilhas. Do ponto de vista das características das ligações a elevadas temperaturas, a ligação com maior diâmetro e a madeira com a maior massa volúmica, apresenta uma resistência ao fogo superior. A velocidade de carbonização aumenta à medida que o tempo avança, no entanto diminui com o aumento do diâmetro das cavilhas e com o aumento da massa volúmica da madeira.

## REFERÊNCIAS

- [1] CEN, EN 1995-1-1, 2004. Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1 : General - Common rules and rules for buildings, Brussels.
- [2] CEN, EN 1995-1-2, 2004. Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design, Brussels.
- [3] CEN, EN 1993-1-2, 2010. Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-2: General rules Structural fire design, Brussels.
- [4] CEN, EN 1993-1-1, 2005. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules, Brussels.

## EXPERIMENTAL STUDY ON THE FIRE PERFORMANCE OF NON-LOAD-BEARING DOUBLE-STUD LIGHT STEEL FRAME WALLS

### ESTUDO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO AO FOGO DE PAREDES DUPLAS NÃO PORTANTES EM AÇO LEVE

Matheus Henrique Alves <sup>1</sup>, Paulo Alexandre Gonçalves Piloto <sup>2</sup>, Erica Fernanda Aiko Kimura <sup>3</sup>, Giada Constantini <sup>4</sup>, Alessandro Ianni <sup>5</sup> & Alberto Meda <sup>6</sup>

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, matheusa@alunos.utfpr.edu.br

<sup>2</sup> Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, ppiloto@ipb.pt

<sup>3</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, ekimura@utfpr.edu.br

<sup>4</sup> Università degli Studi di Roma "Tor Vergata", Italia, giada\_costantini93@hotmail.it

<sup>5</sup> Università degli Studi di Roma "Tor Vergata", Italia, alessandro\_ianni@hotmail.it

<sup>6</sup> Università degli Studi di Roma "Tor Vergata", Italia, alberto.meda@uniroma2.it



## ABSTRACT

This work presents an experimental investigation on the performance of non-load-bearing double-stud Light Steel Frame (LSF) walls under standard fire. The fire resistance of such assemblies is improved due to the existence of a wider cavity, the employment of additional gypsum plasterboard layers and the use of ceramic fibre cavity insulation. The position of the cavity insulation in partially insulated assemblies significantly influences the heat transmission through the cross-section of the walls. Moreover, the number of studs in contact with the unexposed gypsum plasterboard affects the fire resistance of the specimens. The experimental data acquired is useful to conduct further numerical analyses and understand the unique thermal behaviour of double-stud LSF walls at elevated temperatures.

Keywords: Fire resistance / Double-stud LSF walls / Experimental tests / Ceramic fibre.

## RESUMO

Este trabalho teve como objetivo avaliar experimentalmente o comportamento ao fogo de paredes duplas em aço leve. A resistência ao fogo das paredes é aperfeiçoada devido a presença de uma cavidade maior, o uso de placas de gesso adicionais e o emprego de fibra cerâmica nas cavidades. A posição das mantas de fibra cerâmica nas paredes com isolamento em apenas uma das cavidades influencia significativamente a transmissão de calor ao longo da secção transversal. Adicionalmente, o número de montantes em contato com a face não exposta afeta a resistência ao fogo da parede. Os resultados obtidos são úteis para o desenvolvimento e validação de modelos numéricos avançados e metodologias simplificadas de cálculo, contribuindo também para uma melhor compreensão do comportamento térmico a elevadas temperaturas de paredes duplas fabricadas em aço leve.

Palavras-chave: Resistência ao fogo / Paredes duplas de aço leve / Testes experimentais / Fibra cerâmica.

## 1. INTRODUCTION

Double-stud Light Steel Framing (LSF) walls are employed in buildings when enhanced thermal and acoustic insulation are required. They also play a key role in fire compartmentalization, and although the fire behaviour under standard fire condition of conventional LSF walls is well understood, few studies assessed the thermal performance at elevated temperatures of varied configurations of double-stud assemblies.

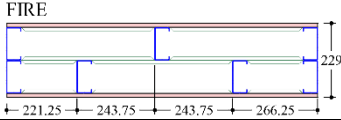

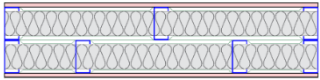
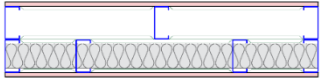
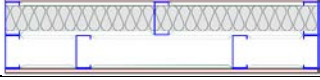
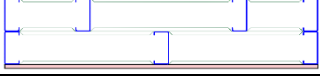


Shoub and Son (1973) investigated the performance under standard fire of load-bearing LSF walls comprised of two modules, each covered on both sides with one Type X gypsum plasterboard. The wall modules were separated by an air gap and filled with glass fibre insulation. The specimens did not fail in terms of insulation requirements before failing structurally. The air gap between the wall modules did not affect the fire performance of the specimens, and the effects of glass fibre cavity insulation was not assessed by the authors. Kodur and Sultan (2006) conducted experimental tests to assess the fire behaviour of loaded double-stud LSF walls covered with one or two fire-resistant gypsum plasterboards on each side. The rows of the steel frame were set apart by an air gap, and the cavity was void or filled with rock fibre. The authors concluded that the use of rock fibre insulation decreases the fire resistance of the walls regarding integrity and structural requirements. However, for the whole test length, insulation failure was not detected. Also, when compared with uninsulated single-stud assemblies, double-stud LSF walls with similar sheathing and cavity configurations exhibited improved load-bearing capacity, which is due to their enlarged cavity size. Magarabooshanam *et al.* (2019) conducted standard fire tests on loaded double-stud LSF walls covered on both sides with two fire-rated gypsum plasterboards, with the stud rows separated by an air gap. The specimens did not reach insulation failure before failing structurally. The presence of two sheets of gypsum plasterboards on both sides, a wider cavity and the air gap between stud rows improved the performance of the walls.

As the fire performance of LSF walls is greatly influenced by different types of sheathing and cavity insulation materials, as well as their position in the assembly, this investigation assesses the fire resistance of different configurations of small-scale non-load bearing double-stud LSF walls exposed to ISO 834 (1999) standard fire with the aim of improving the knowledge about their fire performance. The walls are covered with one or two Type F fire-resistant gypsum plasterboards and the cavity is either void, fully or partially insulated with ceramic fibre blankets. The results of the fire tests are evaluated under the requirements of EN 1363-1 (2012) regarding the insulation criterion.

## 2. EXPERIMENTAL INVESTIGATION

The experimental program consisted on different configurations of specimens with 975 mm wide and 1000 mm high, see Table 1. The steel frame was composed of two stud rows (exposed and unexposed), with seven studs and two tracks classified as class 4 cold-formed sections (C100x45 mm) with 1.0 mm nominal thickness. Specimens 1 through 5 had three studs in the exposed stud row, whilst Specimens 6 through 8 had four studs in the same position. All steel connections were made with self-drilling screws and the stud rows were connected using three rectangular galvanized steel plates with a nominal thickness of 0.46 mm, see Fig. 1. Due to size limitations of the test frame, the unexposed stud row remained projected from the furnace, and the connection between the stud rows at the wall ends was made with four hexagonal head bolts.

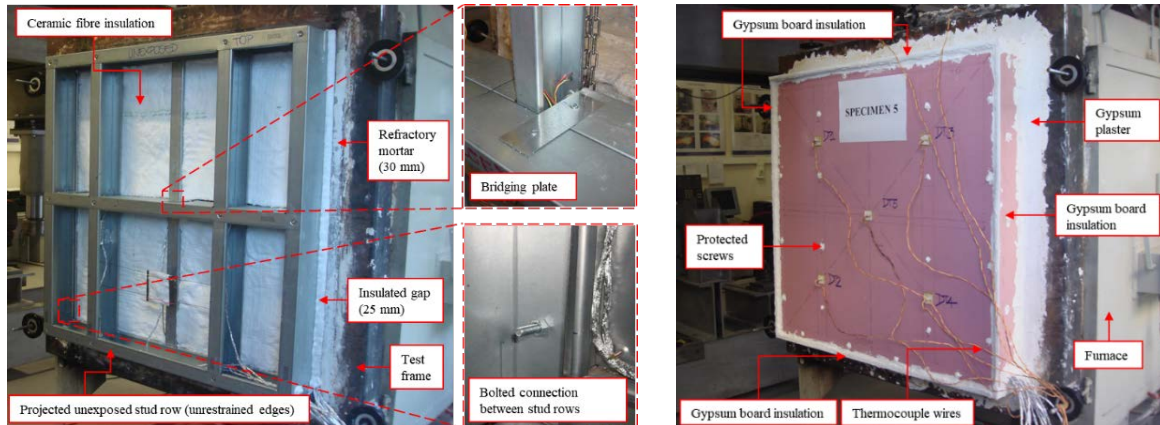
**Table 1 – Configurations of the double stud LSF walls.**

Specimen	Specimen Configuration	Ceramic Fibre Insulation		Number of Gypsum Plasterboard Layers Exposed x Unexposed
		Thickness	Position	
1		-	-	1x1
2		-	-	2x2
3		2x75 mm	Exposed and unexposed stud rows	1x1
4		1x75 mm	Unexposed stud row	1x1
5		1x75 mm	Exposed stud row	1x1
6		-	-	1x1
7		1x75 mm	Exposed stud row	1x1
8		-	-	2x1

Moreover, the walls were covered with 12 mm-thick type F fire-resistant gypsum plasterboards, with a density of 770 kg/m<sup>3</sup> at 20 °C. The gypsum panels were attached to the steel frame using self-drilling screws. Also, gypsum plasterboard was used to cover the edges of the unexposed stud row projected from the furnace, see Fig. 1. Additionally, as



shown in Table 1, the cavity of the test specimens was void, partially or fully insulated with 75 mm-thick ceramic fibre blankets, with a nominal density of 128 kg/m<sup>3</sup> at 20 °C.



**Fig. 1 – Details of the test set-up.**

Different configurations of type K thermocouples were employed to measure temperature values over time at different regions of the wall specimens, using an MGC Plus by HBM with 1 Hz of acquisition frequency. The regions of the walls corresponding to the average temperatures through the cross-section of the specimens, the maximum temperature on the unexposed side and the ambient temperature is shown in Section 3. Also, as a means of comparison, a FLIR BT Series T365 Infrared Camera was installed at 3.20 m distance from the specimen to measure the average (IR-AVE) and maximum (IR-MAX) temperature on the unexposed surface within a temperature range of 15-250 °C. The data acquisition frequency was 1.25 Hz and the ambient temperature and emissivity of the gypsum plasterboard were 20 °C and 0.8, respectively. Extensive details on the instrumentation of the tests can be found in Alves, Piloto and Kimura (2020).

The tests were performed by exposing one side of the specimen to ISO 834 (1999) fire curve in a gas-fired furnace equipped with four burners of 90 kW each, with the internal temperature controlled by a PID based on temperature measurements of one plate thermocouple. According to EN 1363-1 (2012), the specimens are considered to have failed when the insulation criterion (I) is reached, whether regarding the requirements for the average ( $T_{ave} = 160$  °C) or maximum ( $T_{max} = 200$  °C) temperature on the unexposed protection layer, considering an initial temperature of 20 °C.

### 3. RESULTS AND DISCUSSION

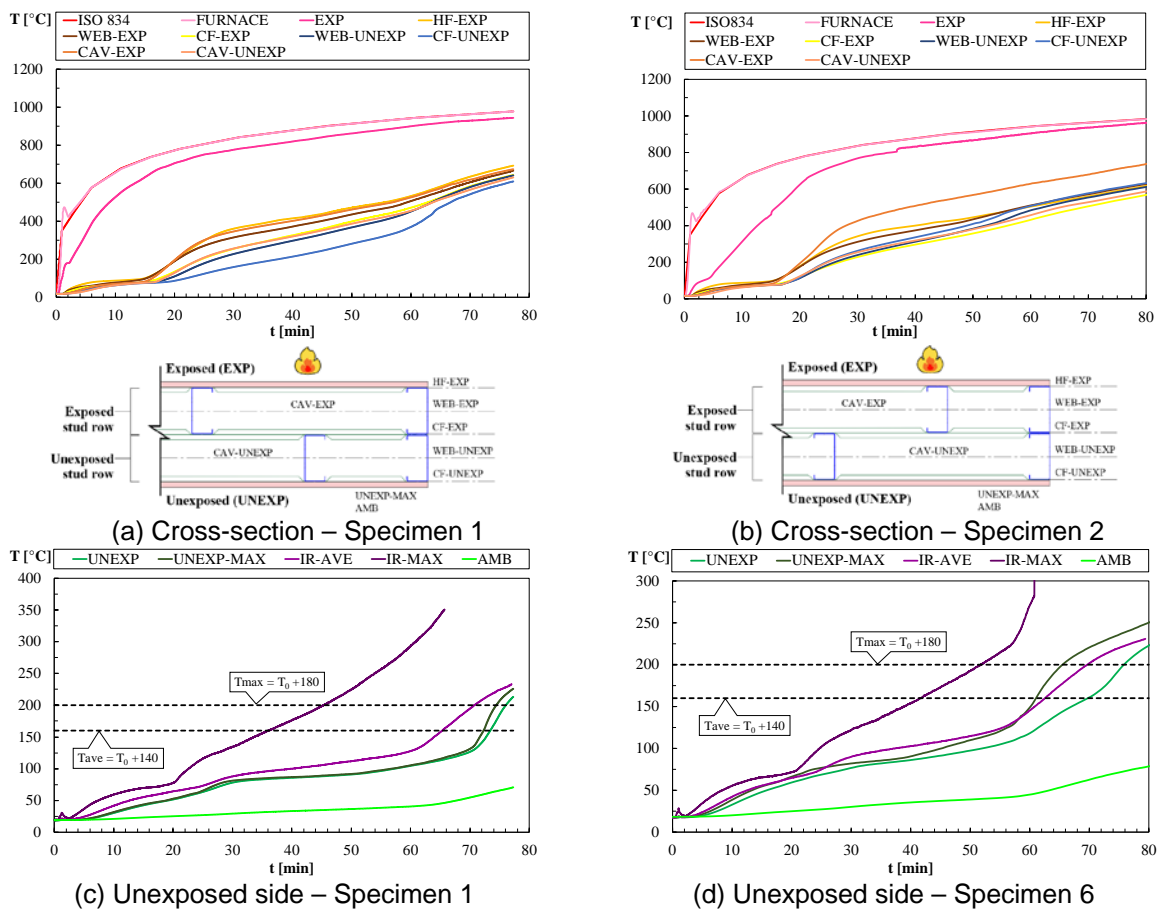
The results obtained in the fire tests are shown in Table 2, in which the fire resistance rating (FRR) is defined under EN 13501-2 (2009).

**Table 2 – Experimental results obtained for the fire resistance of the specimens.**

Specimen	Experimental				
	$T_{ave}$	$T_{max}$	FRR	Increase in the fire resistance, $T_{ave}$	Increase in the fire resistance, $T_{max}$
	[min]	[min]		[min]	[min]
1	73	74	I60	-	-
2	116	116	I90	43	42
3	190	186	I180	117	112
4	128	132	I120	55	58
5	187	179	I120	114	105
6	69	65	I60	-	-
7	182	188	I180	113	123
8	99	97	I90	30	32

### 1.1. Specimen 1 and Specimen 6

Fig. 2 presents the average temperature profile of Specimens 1 and 6.



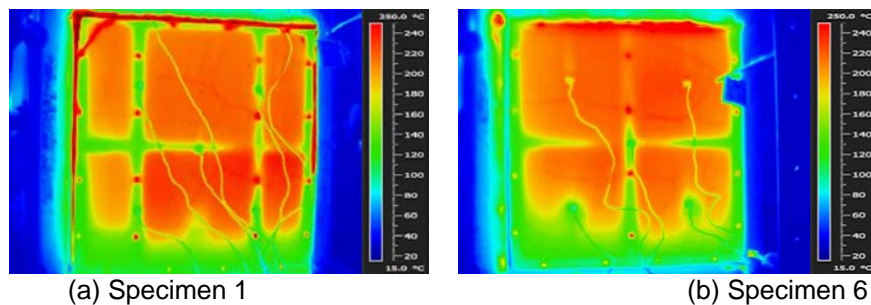
**Fig. 2 – Temperature profiles of Specimen 1 and Specimen 6.**

A temperature plateau is noticed in the first 4-16 minutes of fire exposure due to free water evaporation in the gypsum plasterboard on the exposed side. During this plateau, the heating



rate of steel is almost uniform. However, after 16 minutes the board on the exposed side starts to crack and steel and cavity temperatures rise significantly. After 30 minutes, the temperature inside the cavity increases significantly, but the difference between CAV-EXP and CAV-UNEXP was around 90 °C and 170 °C in Specimen 1 and Specimen 6, respectively. This is due to the enlarged cavity depth of double-stud walls, which slows heat transfer through the cross-section.

Regarding temperatures on the unexposed side, it was noticed that the temperature difference between UNEXP and UNEXP-MAX towards the end of the test is higher for Specimen 6 when compared with Specimen 1. In Specimen 6, the disk thermocouples were attached to the gypsum plasterboard areas in direct contact with the cavity, where higher temperatures are expected, whereas in Specimen 1 the disk thermocouples were in contact with the surface of the gypsum plasterboard backed by steel studs. This can also be verified by comparing the infrared measurements shown in Fig. 3. Thus, the arrangement of the steel studs influences the temperature readings, and therefore the fire resistance of the wall.

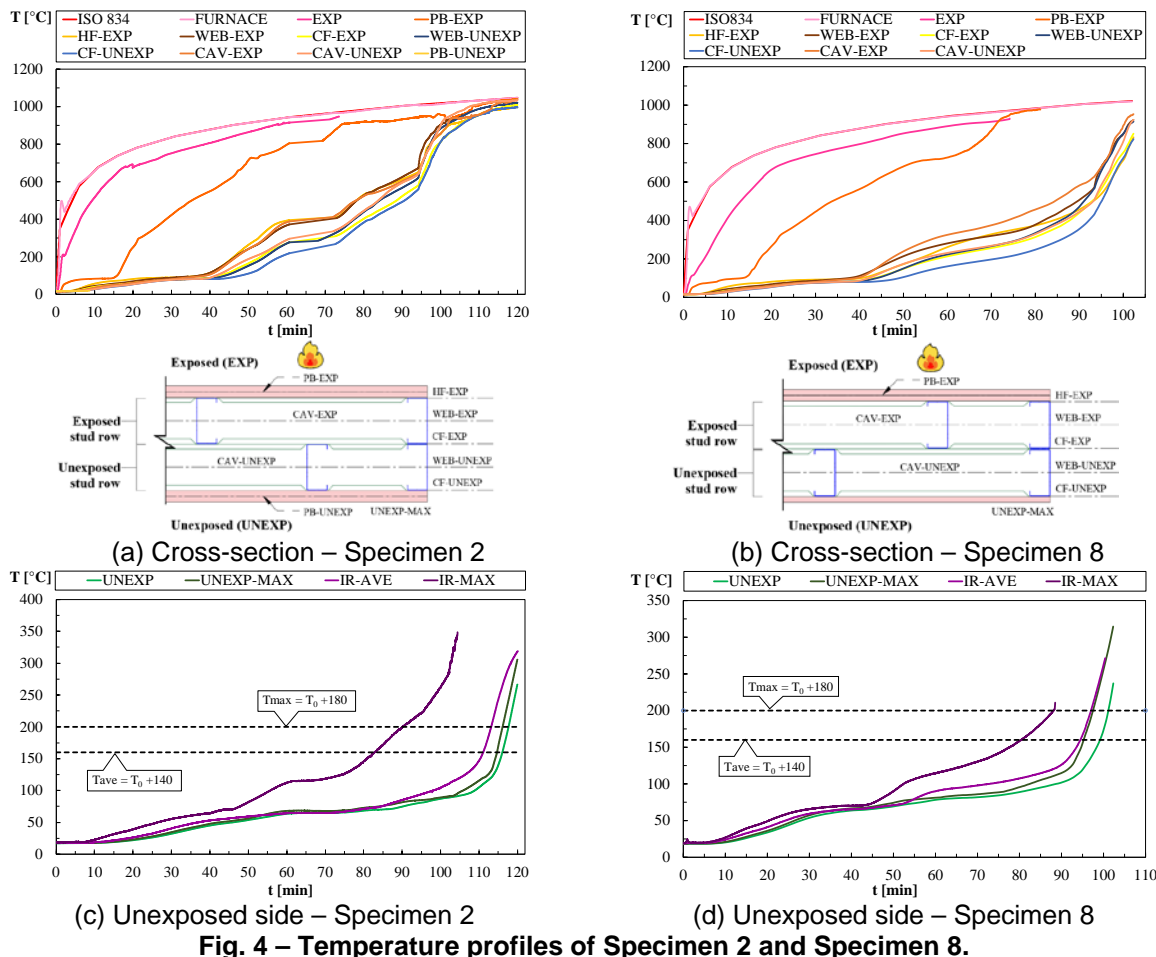


**Fig. 3 – Infrared results for Specimen 1 and Specimen 6 after 70 minutes of fire exposure.**

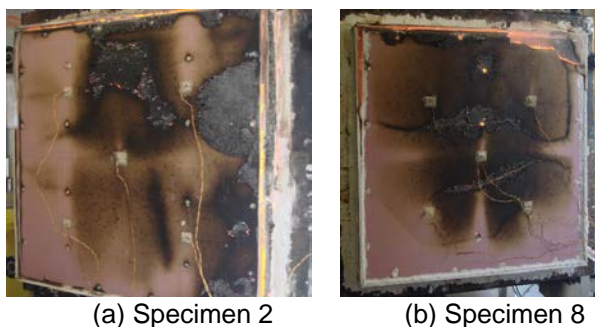
### 1.1. Specimen 2 and Specimen 8

As seen in Fig. 4, when compared with Specimens 1 and 6, the temperature evolution of the specimens protected with two gypsum plasterboards on the exposed side showed a more irregular temperature profile through the cross-section, specially Specimen 2. The results of PB-UNEXP are not shown for Specimen 2 due to malfunction of the thermocouples. The temperature of PB-EXP in both specimens increased after the first temperature plateau, evidencing the occurrence of cracks in the gypsum plasterboard in contact with the furnace interior. Temperatures increased at a slow rate until 40 minutes, which is related with the additional protection layer on the exposed side. It is noteworthy that the temperature of PB-EXP remained almost flat between 60-69 minutes in Specimen 2 and during 50-55 minutes in Specimen 8, which means that more heat is being transferred to the large cavity. The

irregularities observed in the time-temperature curves are due to the enlargement of the cracks and eventual fall-off of the gypsum plasterboards.



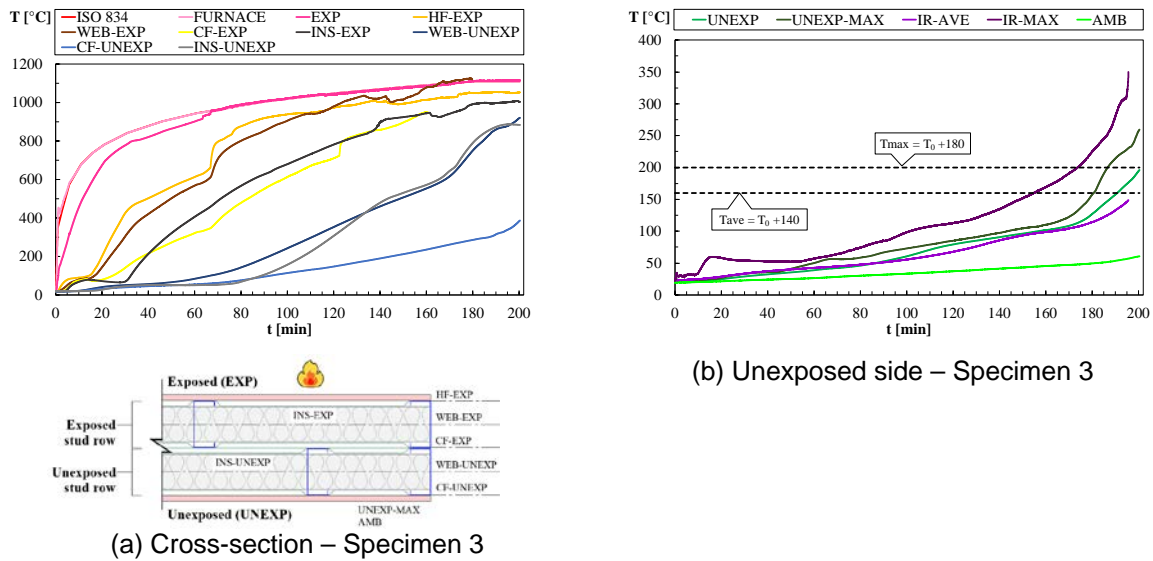
As seen in Fig. 5, prolonged fire exposure affected severely the integrity of the unexposed gypsum plasterboard. In terms of insulation requirements, using two gypsum plasterboards on both sides (Specimen 2) and only on the exposed side (Specimen 8) increased the fire resistance of the assembly by 40 and 30 minutes, respectively.



**Fig. 5 – Unexposed surface of Specimen 2 and Specimen 8 after fire exposure.**

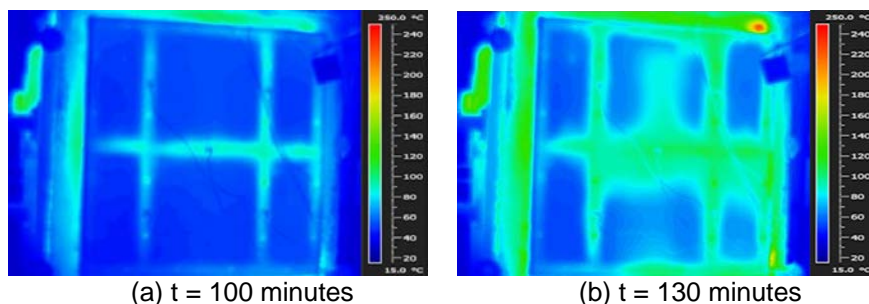
### 1.1. Specimen 3

Specimen 3 had both cavities filled with ceramic fibre insulation. From Fig. 6, HF-EXP increases at a much higher rate when compared with tests without cavity insulation. At 30 minutes, the temperature of HF-EXP was 60 °C higher than the same temperature on Specimen 1. On the contrary, at the same time instant, CF-EXP was on average 114 °C lower than that of Specimen 1, attributed to the small thermal conductivity of the ceramic fibre. Thus, ceramic fibre increases the temperature gradient of steel sections.



**Fig. 6 – Temperature profile of Specimen 3.**

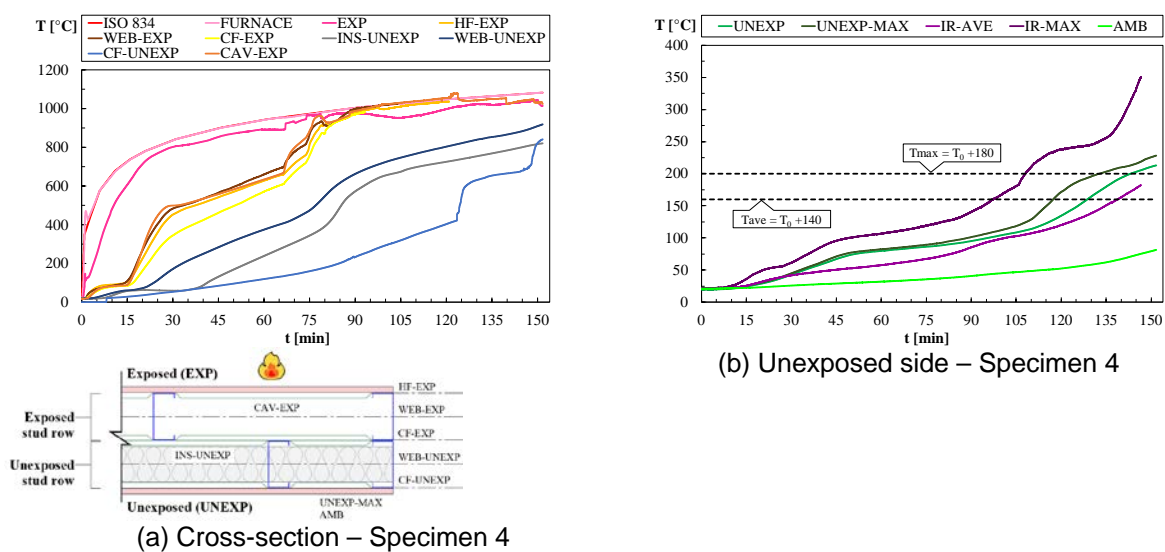
Also, the temperature inside the insulation blankets rises smoothly throughout the tests, although portions of the exposed gypsum plasterboard detached from the frame towards the end of the test. This means that ceramic fibre reduces heat transfer through the cross-section of the walls, even when submitted at temperatures as high as 1070 °C, maintaining its integrity during the entire test time. Fig. 6 shows there is a difference between UNEXP and UNEXP-MAX throughout the test. This is because in cavity-insulated specimens, higher temperatures are expected to be located around steel profiles due to the smaller thermal resistance of steel. Such an effect can also be seen in the infrared results shown in Fig. 7.



**Fig. 7 – Infrared results for Specimen 3 at different time instants.**

### 1.1. Specimen 4

Fig. 8 presents the time-temperature profile of Specimen 4. It was noticed that after the appearance of the first cracks, the temperatures of the exposed stud row increased at a higher rate when compared with the temperatures of the unexposed cavity, which is due to the presence of ceramic fibre inside the latter. As shown in Fig. 8, the studs on the unexposed stud row are in direct contact with the exposed cavity. Therefore, the temperatures of WEB-UNEXP are higher than INS-UNEXP. Also, CF-UNEXP rises steeply after 120 minutes, as gaps between the studs and insulation may exist.

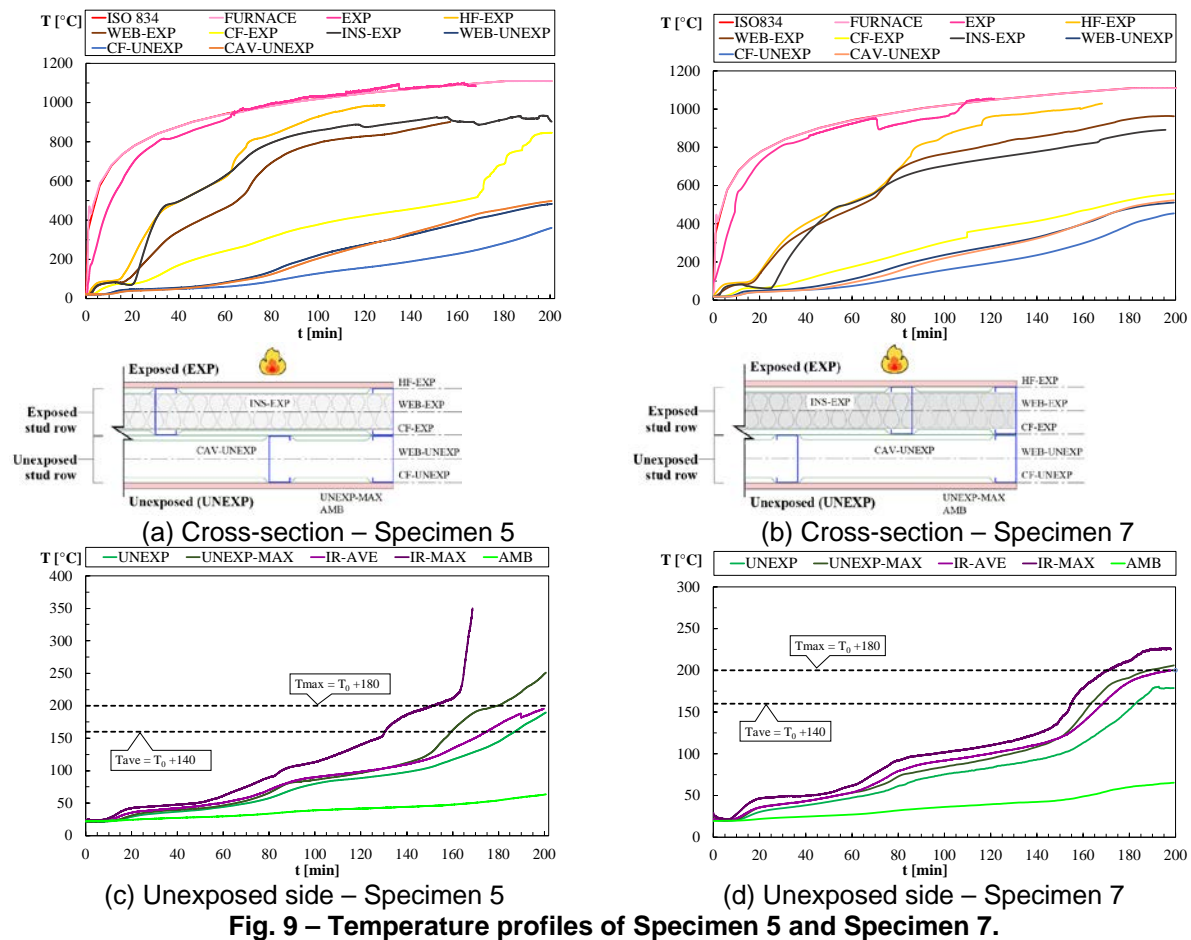


**Fig. 8 – Temperature profile of Specimen 4.**

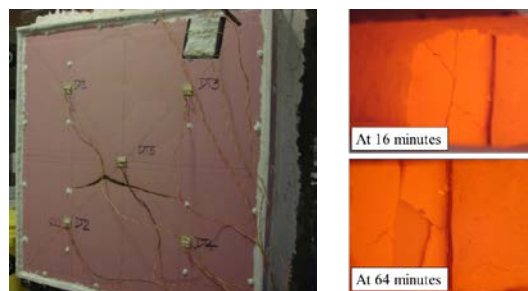
Moreover, widening of the cracks and eventual fall-off of the exposed gypsum plasterboard occur at 18 and 67 minutes, respectively, explaining the sudden rise of the temperatures on the exposed stud row, see Fig. 8.

### 1.1. Specimen 5 and Specimen 7

Specimens 5 and 7 were partially filled with ceramic fibre facing the exposed gypsum plasterboard. Since the insulation blanket is placed inside the exposed stud row, the heat absorbed by it is slowly released to the remaining cavity and surfaces of the wall, that is, the heating rate of the unexposed stud row is considerably smaller when compared with Specimen 4, including the average and maximum temperatures on the unexposed side, see Fig. 9. For that reason, a greater fire resistance is achieved when the exposed gypsum plasterboard is backed by insulation and the remaining cavity is void, see Table 2.



As shown in Fig. 10, the unexposed surface of Specimen 5 was damaged towards the end of the fire test, which is linked with the loss of integrity of the exposed gypsum plasterboard, as well as eventual gaps between the steel frame and insulation blanket.



**Fig. 10 – Unexposed surface of Specimen 5 at the end of the test and integrity failure of the exposed gypsum plasterboard at different time instants.**

#### 4. CONCLUSION

A wider cavity enhances the fire resistance of double-stud LSF walls as it reduces the heat transfer through the cross-section. The employment of ceramic fibre insulation in both cavities increases the fire resistance of the wall by a factor of 2.6. It was verified that when



the insulation blanket is placed in the exposed stud row, a higher fire resistance is achieved when compared with the specimen with the insulation blanket in the unexposed stud row, which is due to the slow heat release from the ceramic fibre to the void unexposed stud row. Furthermore, the use of two gypsum plasterboards on both sides increased the fire resistance of the wall by 60 %, while two gypsum panels fixed only on the fire exposed side increases the fire resistance by 40 %. Also, the number of studs in contact with fire-unexposed gypsum plasterboard impacts the fire resistance of the assembly due to the small thermal resistance of steel. As double-stud LSF walls show a unique behaviour under fire, this investigation provides valuable experimental data related with their performance at elevated temperatures, which can be useful to support further numerical analyses and simplified design methods.

## REFERÊNCIAS

- Alves, M.H., Piloto, P.A.G., Kimura, E.F.A. 2020. Experimental Tests and Numerical Simulation of the Fire Effect on Non-Load-Bearing Double-Stud Light Steel Framing Walls, Mater's Thesis, Instituto Politécnico de Bragança.
- EN 1363-1: EUROPEAN STANDARD. 2012. Fire Resistance Tests - Part 1: General Requirements.
- EN 13501-2: EUROPEAN STANDARD. 2009. Fire Classification of Construction Products and Building Elements Part 2: Classification Using Data from Fire Resistance Tests, Excluding Ventilation Services.
- ISO 834-1: ISO STANDARD. 1999. Fire-Resistance Tests - Elements of Building Construction Part 1: General Requirements.
- Kodur, V.K.R., Sultan, M.A. 2006. Factors Influencing Fire Resistance of Load-Bearing Steel Stud Walls, *Fire Technology*, 42 (2006), p.15-28.
- Magarabooshanam, H., Mahendran, M. 2019. Behaviour of Load Bearing Double Stud LSF Walls in Fire, *Fire Safety Journal*, 107 (2019), p.15-28.
- Shoub, H., Son, B.C. 1973. Fire Endurance Tests of Double Module Walls of Gypsum Board and Steel Studs, Final Report, National Institute of Standards and Technology (NISTIR), Gaithersburg, MD.



# EXPERIMENTAL STUDY ON THE FIRE PERFORMANCE OF NON-LOAD BEARING DOUBLE STUD LIGHT STEEL FRAMING WALLS

Matheus Henrique Alves <sup>1</sup>, Paulo Alexandre Gonçalves Piloto <sup>2</sup>, Erica Fernanda Aiko Kimura <sup>3</sup>, Giada Constantini <sup>4</sup>, Alessandro Ianni <sup>5</sup> & Alberto Meda <sup>6</sup>

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, matheusa@alunos.utfpr.edu.br

<sup>2</sup> Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, ppiloto@ipb.pt

<sup>3</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, ekimura@utfpr.edu.br

<sup>4</sup> Università degli Studi di Roma “Tor Vergata”, Italia, giada\_costantini93@hotmail.it

<sup>5</sup> Università degli Studi di Roma “Tor Vergata”, Italia, alessandro\_ianni@hotmail.it

<sup>6</sup> Università degli Studi di Roma “Tor Vergata”, Italia, alberto.meda@uniroma2.it

## ABSTRACT

This work presents an experimental investigation on the performance of double stud Light Steel Framing (LSF) walls under standard fire. The fire resistance of such assemblies can be improved with the existence of a wider cavity, the employment of additional gypsum plasterboard layers and with the presence of ceramic fibre cavity insulation. The position of the cavity insulation in partially insulated assemblies influences significantly the heat transmission through the cross-section of the walls. Moreover, the number of studs in contact with the unexposed gypsum plasterboard affects the fire resistance of the specimens. The experimental data acquired is useful to conduct further numerical analyses and understand the unique thermal behaviour of double-stud LSF walls at elevated temperatures.

Keywords: Fire resistance / Double stud LSF walls / Experimental tests / Ceramic fibre.

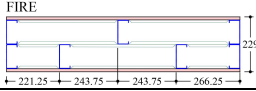





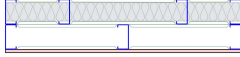

## 1. INTRODUCTION

Double stud Light Steel Framing (LSF) walls are employed in buildings when enhanced thermal and acoustic insulation are required. However, the thermal behaviour under fire of such walls are scarcely understood. Consequently, through a series of experimental tests, this investigation assesses the fire resistance of different assemblies of non-load bearing double stud LSF walls exposed to ISO 834 standard fire with aim of improving the knowledge about their fire performance and provide useful data regarding heat transmission effects.

## 2. EXPERIMENTAL INVESTIGATION

The experimental program consisted on specimens with 975 mm wide and 1000 mm high, lined with one or two layers of type F gypsum plasterboards, see Table 1. The framework is composed of C100 x 45 mm studs and tracks with 1.0 mm nominal thickness, classified as class 4 cold-formed steel sections. The walls are composed of two stud rows (exposed and unexposed), which are void or insulated with 75 mm thick ceramic fibre blankets. According to EN 1361-1, the specimens are considered to have failed when the insulation criterion is reached, regarding the maximum  $T_{max}$  or average  $T_{ave}$  temperature on the unexposed surface. The temperature values were collected using appropriate thermocouples at selected points throughout the cross-section of the specimens. The results obtained in the fire tests are shown in Table 1, in which the fire resistance rating (FRR) is defined under EN 13501-2.

**Table 1 – Configurations of the double stud LSF walls and fire resistance results**

Specimen	Fire resistance [min]		Fire resistance rating (FRR)
	T <sub>ave</sub>	T <sub>max</sub>	
1 	73	74	I60
2 	116	116	I90
3 	190	186	I180
4 	128	132	I120
5 	187	179	I120
6 	69	65	I60
7 	182	188	I180
8 	99	97	I90

### 3. CONCLUSIONS

The existence of a wider cavity enhances the fire resistance of double stud LSF walls as it reduces the heat transfer through the cross-section. Also, the employment of ceramic fibre cavity insulation greatly increases the fire resistance of the specimens by a factor of 2.6. It was verified that when the insulation blanket is placed in the exposed stud row, a higher fire resistance is achieved when compared with specimen with the insulation blanket in the unexposed stud row, which is due to the slow heat release from the ceramic fibre to the void unexposed stud row. Furthermore, the use of two gypsum plasterboards on both sides increased the fire resistance of the wall by 60 %, while the employment of two gypsum panels only on the fire exposed side increased the fire resistance by 40 %. Also, the number of studs in contact with fire-unexposed gypsum plasterboard impacts the fire resistance of the assembly due to the high thermal conductivity and heat build-up of steel sections. As double stud LSF walls show a unique behaviour under fire, this investigation provides valuable experimental data related with their performance at elevated temperatures, which can be useful to support further numerical analyses and design methods.

### REFERENCES

- International Organization for Standardization, ISO 834-1. Fire-Resistance Tests - Elements of Building Construction Part 1: General Requirements, (1999).
- European Committee for Standardization, EN 1364-1. Fire Resistance Tests for Non-Loadbearing Elements - Part 1: Walls, (1999) 32.
- European Committee for Standardization, EN 13501-2. Fire Classification of Construction Products and Building Elements Part 2: Classification Using Data from Fire Resistance Tests, Excluding Ventilation Services, (2009) 79.

## PREDICTION MODELS FOR RAIL TEMPERATURES VALIDATED WITH EXPERIMENTAL MEASUREMENTS

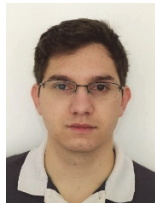
## MODELOS DE PREVIÇÃO PARA TEMPERATURAS DE CARRIS VALIDADAS COM MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS

*Ary Vinicius N. Frigeri*<sup>1</sup>, *Manuel Minhoto*<sup>2</sup>, *Paulo A. G. Piloto*<sup>3</sup> & *Dyorgge Alves Silva*<sup>1</sup>

<sup>1</sup> *Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, aryviniciusnf@gmail.com, dyorggeasilva@utfpr.edu.br*

<sup>2</sup> *Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, minhoto@ipb.pt*

<sup>3</sup> *LAETA-INEGI, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, ppiloto@ipb.pt*



### ABSTRACT

Rail temperatures play an important role when understanding and predicting rail track's instabilities. An energy balance model called CNU was used to simulate rail temperatures, validated with FEA analysis, and compared with field-collected data. The model uses weather data and accounts for the solar position to improve temperature prediction. In addition, a python package is developed to solve the thermal lumped model including specific modifications on the model. Both simplified and Finite Element Analysis (FEA) models are in good agreement. Compared with the collected data, the model reaches an  $R^2$  of 0.914.

Keywords: Rail Temperature / Finite Element Analysis / Prediction Models

### RESUMO

As temperaturas dos carris de via férrea desempenham um papel importante ao compreender e prever as instabilidades desses carris. Um modelo de balanço de energia denominado CNU foi usado para simular as temperaturas dos carris, validado com a análise de elementos finitos (FEA) e comparado com medições experimentais. O modelo utiliza dados meteorológicos e considera a posição solar para melhorar a previsão da temperatura. Além disso, foi desenvolvido um programa em python para resolver o modelo de capacitância térmico, incluindo modificações específicas no modelo. Os modelos simplificado e de análise por

elementos finitos (FEA) estão de acordo. O modelo atinge um  $R^2$  de 0,914, quando comparado com os resultados experimentais.

Palavras-chave: Temperatura do Carril / Método dos Elementos Finitos / Modelo de Previsão

## 1. INTRODUCTION

Railways are structures subject to various weather conditions such as rain, snow, solar radiation, and different ambient temperatures. These conditions make the rail temperature have a high amplitude of values during the time, often reaching extreme temperature limits. Furthermore, rail temperatures play an important role in the mechanical behavior of the track, and depending on the working boundary conditions, it can lead to failure. Lower temperatures may cause brittle failure, meanwhile, high temperatures may cause track buckling (Van, 1996).

Continuous Welded Rail (CWR's) are more likely to fail from thermal loads than jointed rails since there are no gaps to allow the track to expand or contract when temperature changes occur. Prevention measures are taken by rail operators when hot weather is forecasted. These measures consist of issuing speed restrictions, for example, in Australia the threshold air temperature is within the range of 38 °C to 43 °C (Wu et al., 2010). In addition, CWR's are getting common due to low maintenance costs when compared to traditional jointed tracks, thus track stability under different weather conditions rises a great concern. Many mechanical models have been developed to ensure track stability, whether by Finite Element Analysis (FEA) or analytical approaches, however, the next step on preventing rail failure is to predict the track instability before it happens (Wu et al., 2010).

Two approaches are used to forecast rail temperatures: empirical relations and physical models. Important empirical models were proposed in (Esveld, 2001) (Hunt, 1994) (Wu et al., 2010). Regarding physical modeling, it consists of understanding the thermal behavior of a rail track during the day and then modeling with energy balance and heat transfer equations. Notable models were developed by different authors (Chapman et al., 2008) (Hong et al., 2019) (Kesler & Zhang, 2007) (Zhang & Lee, 2008).

This paper is based on utilizing the model developed in Chungnam National University (CNU) by Hong *et. al* (Hong et al., 2019), which is an improved version of the thermodynamic model proposed by Zhang *et. al* (Zhang & Lee, 2008). The model consists of an energy balance equation for a rail segment, where three heat flow modes need to be considered: solar radiation absorption, convective heat transfer between rail and ambient, and radiation emissions from the rail segment to the ambient. The CNU focused on the improvement of the incoming solar radiation absorption, proposing a method to consider the sun's position on the model.

The goal of the present work is to use the CNU with special modifications, using python programming language, validate the solving process with FEA and validate the model with experimental measurements.

## 2. PREDICTION MODELS

The paper focuses on physical modeling by making small adaptations on the CNU model, which accounts for the energy exchange between the rail and its surroundings, considering the rail as a uniform temperature in the rail mass with unitary length. The incoming sun's radiation is the energy input of the model and the outgoing energy occurs due to convective heat transfer and radiation emission. These conditions are translated in Eq. (1) and Eq. (2) correlates the wind speed ( $w_s$ ) and the convection coefficient ( $h_{conv}$ ). These equations coupled together constitute a non-linear first-order differential equation.

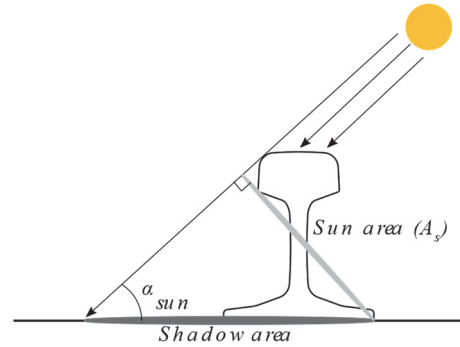
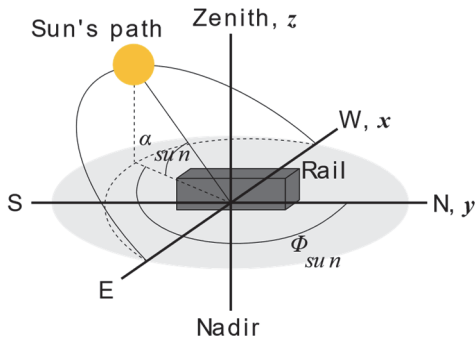
$$SR \cdot \alpha_s A_s - [h_{conv} A_c (T_{rail} - T_{air}) + \epsilon_{res} \sigma A_r (T_{rail}^4 - T_{sky}^4)] = \rho CV \frac{dT_{rail}}{dt} \quad (1)$$

$$h_{conv} = \begin{cases} 5.6 + 4w_s ; w_s \leq 5 \text{ ms}^{-1} \\ 7.2 \cdot (w_s)^{0.78} ; w_s > 5 \text{ ms}^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

The parameters of the equation relate to material and surface properties, geometric constraints, weather information, and physical constants, which most of them are well characterized or can be measured, such as air temperature, solar radiation, and wind velocity. On the other hand, parameters such as material's solar absorptivity and emissivity are difficult to determine since it depends on the surface conditions and they are temperature and wavelength dependent. Common values of solar absorptivity for rail's steel fall into the range of 0.75 and 0.85 and emissivity 0.65 to 0.85 (Hong et al., 2019) (Zhang & Lee, 2008).

Hong *et. al.* (Hong et al., 2019) included the effect of different longitudes by proposing an assessment of the sun area parameter ( $A_s$ ) making it time and geographical dependent. Since the sun follows a specific path during the day and the latter changes of the year and for different positions on the globe, the approach is to correlate the shadow due to the sun's rays and the solar area (Fig. 2). Therefore, is necessary to calculate the sun's position for any given location and time, thus the authors make use of Michalsky's method to determine the solar azimuth and elevation (Fig. 1).





**Fig. 1 – Rail position relative to the sun. Fig. 2 – Relation between shadow and sun areas.**

The shadow area is achieved by projecting onto the ground (XY plane) the vertices of a discrete cross-section of the rail using the sun's position as a direction vector and by utilizing Eq. 4 it is possible to calculate the area of the shadow ( $S_{shadow}$ ). Once the area is determined, it is possible to correlate it to the sun area ( $A_s$ ) parameter with Eq. 3. The authors utilized a discrete rail section made of 14 vertices in each parallel face.

$$A_s = S_{shadow} \sin \alpha_{sun} \quad (3)$$

$$S_{shadow} = \frac{1}{2} \sum (x_i + x_{i+1})(y_i - y_{i+1}) \quad (4)$$

Hong *et. al.* (Hong et al., 2019) reported a correlation factor between simulated and measured rail temperature of 0.93 when analyzing 200 days of collected data in a test rail track. In addition, the authors suggest that the model should be evaluated in other locations to further confirm its usability.

### 3. MATERIALS AND METHODS

#### 3.1. Experimental data acquisition

Weather and rail temperature data were collected on a track in the city of Mirandela, located in the north of Portugal. The weather data consist of air temperature, solar radiation, and wind speed, all parameters needed to use the CNU model. The monitored rail section is made of UIC54 profiles with a metric gauge and the track is part of the deactivated Tua line. The rail temperature was measured with a set of 2 K-type thermocouples welded on the middle of the rail's web, as shown in Fig. 3 and Fig. 4.



Fig. 3 – Sensors of the rail.



Fig. 4 – Installation of thermocouples.

### 3.2. Model's solving and adaptations

To solve the CNU model, a python package was developed containing all the necessary tools to solve the differential equation presented by the model. The package was developed with help of the core libraries: SciPy, NumPy, Pandas, and PySolar. In addition, the source code is available to download <sup>1</sup>.

Modifications were made into the package to facilitate the solving process and the coding. First, instead of using Michalsky's method to calculate the solar position as described by Hong *et al.* (Hong *et al.*, 2019), the package makes use of the PySolar library, which has its methods to calculate the solar elevation and azimuth at any given time and position. The algorithm is described in (Reda & Andreas, 2008). Second, a built-in algorithm of the SciPy core library called *scipy.spatial.ConvexHull* was used to calculate the shadow area after projecting the vertex of the discretized rail cross-section onto the plane. This algorithm prevents the miss calculation of the shadow area, in the case of a projected vertex falling into the shadow. Finally, the cross-section was discretized with 36 vertices in each parallel face.

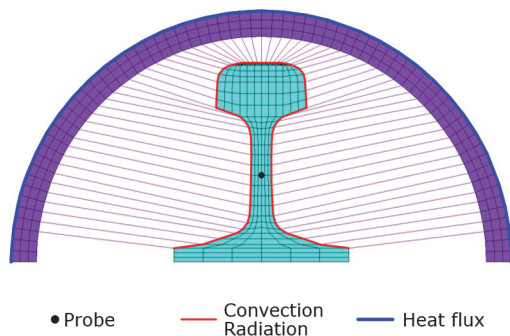
### 3.3. Finite element modelling

The Finite Element Model (FEM) was built utilizing the software Ansys, using the finite elements *PLANE55* and *COMBIN39*. The first is suitable for 2D thermal conduction problems and is defined using four nodes, each with temperature with one degree of freedom (DOF). This element uses linear interpolation and full gauss integration. The element allows nodal

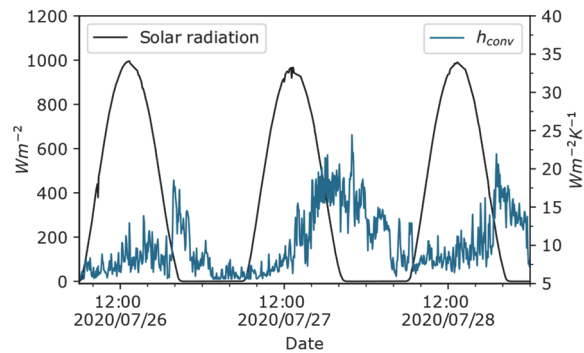
---

<sup>1</sup> Source code available in: <https://github.com/aryvini/railtemp>

loads in terms of convection or heat flux (but not both) and radiation. Since the simplified model has the three heat exchange modes concurrently, the element alone is not capable of modeling the problem. This is overcome by using the *COMBIN39* element, it is a unidirectional element with nonlinear relation between heat flow and temperature difference. It also features linear shape function and exact integration. The FEM mesh (Fig. 5) is made of a UIC54 rail profile and an arch, which a material with high conductivity, unitary density, and low heat capacity is assigned. This material was discretized with *PLANE55* elements and was connected to the rail profile through the *COMBIN39* elements with small heat flow resistance. The arch is responsible to receive all the incoming Solar radiation and transmit it to the rail's material. After a convergence test, the mesh size was defined by 502 elements and 554 nodes.



**Fig. 5 – FEM mesh and loads.**



**Fig. 6 – Weather-related parameters.**

The simulation range extends from day and time 2020/07/26 6:00 until 2020/07/28 23:55. This period was selected based on weather and rail measured temperature characteristics. The solar radiation has no cloud interruption meaning a clear sky day, as shown in Fig. 6. The convection coefficient is also shown in Fig. 6 and it was calculated based on the wind speed following Eq. 2. In addition, the air temperature exceeded 35 °C (Fig. 7).

Material parameters such as specific heat and thermal conductivity are considered temperature dependents and are based on EN1993-1.2 (CEN, 2005). Constant parameters are shown in table 1.  $\epsilon_{res}$  is the product of ambient and rail emissivity, 0.7 and 0.6 respectively.

**Table 1 – Constant parameters of the simulation.**

$\rho$	$\alpha_s$	$\epsilon_{res}$	$T_{sky}$	$A_c$	$A_r$	$V$
7850 kgm <sup>3</sup>	0.85	0.56	$T_{air}$	$472.8E^{-3}m^2$	$472.8E^{-3}m^2$	$7.16E^{-3}m^3$

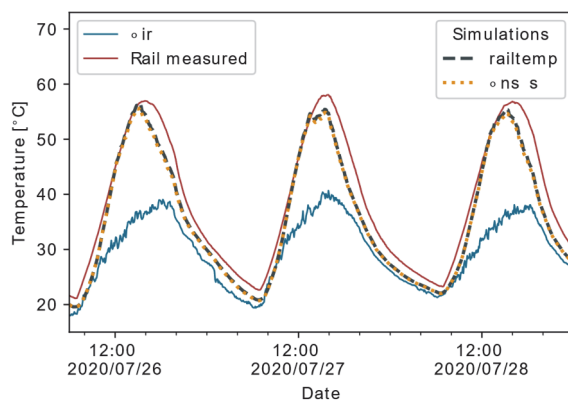
The total duration of the simulation is 237 300 seconds, totalizing 65.8 hours. The standard time step of the solution is set to 60 seconds and the maximum and minimum were set to 200

and 10 seconds, respectively. The thermal analysis is incremental and iterative, using heat flow criterion for convergence, with a tolerance of 0.001 and a reference value of  $10E^{-6}$ .

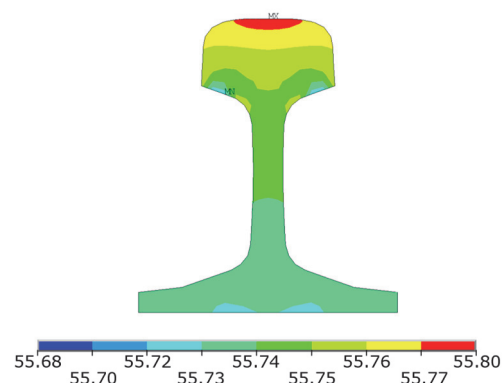
#### 4. RESULTS

The solving process of the simplified model built into the python package is in good agreement with the finite element model showing no significant difference. The results are shown in Fig. 7. It means that the python software can be used to solve the energy balance model instead of FEA, which is usually not simple.

Notably, the rail temperature during these days reached a peak value of 58 °C, meaning an offset from the ambient air temperature of 20 °C at 2020/07/27 15:50. Furthermore, the lumped thermal model considers the temperature to be constant along the cross-section, which is confirmed with the FEM given the boundary conditions. This effect is demonstrated in Fig. 8.



**Fig. 7 – Simulations' results.**



**Fig. 8 – Profile results for 2020/07/26 15:15.**

Comparing the simulations with the measured rail temperature, the models also show good behavior. The coefficient of determination ( $R^2$ ) reached a value of 0.914 and a root mean squared error ( $RMSE$ ) of 3.45 °C within 792 analyzed data points. However, the model has some limitations since it shows a delay when predicting the time of peak rail temperature of the day. The measured value takes place before the simulated one. Even though the value of maximum temperature shows a difference in a range of 3 °C. Taking these results into consideration the model is a good approximation and can be used to estimate and predict rail temperature if used with a weather forecast model.

#### 5. CONCLUSION

Rail temperatures represent a great concern in the railways' safety operations. Also, it is a parameter to design and maintain the railway infrastructure, and crucial when studying

buckling phenomena. Thermal models can be useful to use in these cases, especially to predict critical temperatures. The modifications of the CNU model and the adaptation to a python package are in good accordance with FEM results and validated with field-collected data. Furthermore, the developed software provides an easy-to-use, open and adaptative environment to simulate rail temperatures based on weather conditions.

The model showed a good  $R^2$  value of 0.914 and a  $RMSE$  of 3.45 °C, however it has a limitation of lagging when predicting the time instant of the daily maximum rail temperatures. There is room for improvements, mainly by deep assessing parameters with experiments, such as solar absorptivity, emissivity, and convection coefficients. Also validating the model in other locations will help to improve its performance.

## REFERÊNCIAS

- CEN. (2005). EN1993-1.2: 2005 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. In *CEN- European Committee for Standardization*. <https://doi.org/10.4324/9781315780320-29>
- Chapman, L., Thornes, J. E., Huang, Y., Cai, X., Sanderson, V. L., & White, S. P. (2008). Modelling of rail surface temperatures: A preliminary study. *Theoretical and Applied Climatology*, 92(1–2), 121–131. <https://doi.org/10.1007/s00704-007-0313-5>
- Esveld, C. (2001). *Modern railway track* (D. Z. Nieuwenhuizen (ed.); 2nd ed.). MRT-Productions.
- Hong, S. U., Kim, H. U., Lim, N. H., Kim, K. H., Kim, H., & Cho, S. J. (2019). A Rail-Temperature-Prediction Model Considering Meteorological Conditions and the Position of the Sun. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing*, 20(3), 337–346. <https://doi.org/10.1007/s12541-019-00015-1>
- Hunt, G. A. (1994). *An analysis of track buckling risk*. *British Railways Internal Report RRTM013*.
- Kesler, K., & Zhang, Y.-J. (2007). *System and Method for Predicting Future Rail Temperature* (Patent No. US 2007/0265780 A1).
- Reda, I., & Andreas, A. (2008). Solar Position Algorithm for Solar Radiation Applications (Revised). In *National Renewable Energy Laboratory* (Issue January). <https://doi.org/10.2172/15003974>
- Van, M. A. (1996). Buckling analysis of continuous welded rail track. *Heron*, 41(3), 175–186.
- Wu, Y., Munro, P., Rasul, M. G., & Masud Khan, M. K. (2010). A Review on Recent Developments in Rail Temperature Prediction for use in Buckling Studies. *Conference on Railway Engineering*, 12.
- Zhang, Y.-J., & Lee, S. (2008). Modeling Rail Temperature with Real-Time Weather Data, in: Transportation Research Circular. *Transportation Research Circular, E-C126. Presented at the Fourth National Conference on Surface Transportation Weather; Seventh International Symposium on Snow Removal and Ice Control Technology Transportation, June*, 37–48.



# PREDICTION MODELS FOR RAIL TEMPERATURES, VALIDATED WITH EXPERIMENTAL MEASUREMENTS

Ary Vinicius N. Frigeri <sup>1</sup>, Manuel Minhoto <sup>2</sup>, Paulo Piloto <sup>3</sup> & Dyorgge Alves Silva <sup>4</sup>

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, aryviniciusnf@gmail.com

<sup>2</sup> Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, minhoto@ipb.pt

<sup>3</sup> LAETA-INEGI, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, ppiloto@ipb.pt

<sup>4</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, dyorggeasilva@utfpr.edu.br

## ABSTRACT

Rail temperatures play an important role when understanding and predicting rail track instabilities. A rail temperature energy balance model was used, validated with FEA analysis, and compared with field-collected data. Both simplified and Finite Element Analysis (FEA) models are in good agreement. Compared with the collected data, the model reaches an R<sup>2</sup> of 0.83. Boundary conditions improvements are needed.

Keywords: Rail Temperature / Finite Element Analysis / Prediction Models

## 1. INTRODUCTION

Railways are structures exposed to the open weather with a high amplitude of temperature changes during the day and over the seasons. These changes lead to internal stresses, depending on the track boundary conditions. Thus, understanding the mechanism of track instability is as important as being able to predict the instability before it happens. An approach to do this forecast is by understanding the thermal behavior of a rail track during the day (Wu et al., 2010).

An energy balance model was proposed by Keslar and Zhang (2007), which takes into account the effect of solar radiation, wind speed, ambient temperature, and radiation emissions. Later on, Hong (2019) modified this model to include the variation of sun elevation and azimuth.

This paper's goal is to simulate one day of rail temperature in a track segment placed in the city of Mirandela-Portugal, using the model proposed by Hong (2019) and the FEA model with the software Ansys and comparing both results with field-collected data.

## 2. PREDICTION MODELS

The simplified model is described in Eq. (1), which is a non-linear first-order differential equation and represents the energy balance of the rail segment. Eq. (2) shows the convection coefficient that depends on the wind velocity. This model is solved with SciPy tools.

$$SR \cdot SA \cdot A_s - [h_{conv} \cdot A_c(T_{rail} - T_{amb}) + \epsilon_{res} \cdot \sigma \cdot A_r(T_{rail}^4 - T_{amb}^4)] = \rho \cdot C \cdot V \cdot \frac{dT_{rail}}{dt} \quad (1)$$

$$h_{conv} = \begin{cases} 5.6 + 4 \cdot w_v ; w_v \leq 5 \text{ m s}^{-1} \\ 7.2 \cdot (w_v)^{0.78} ; w_v > 5 \text{ m s}^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

The FEA model was built using the element PLANE55 – 4 nodes with temperature as a degree of freedom (DOF), with linear interpolation and full gauss integration. The COMBIN39 is also used and features 2 nodes with temperature as DOF with linear interpolation and exact



integration. Fig. 1 shows the final model, UIC54 rail profile is used. The material properties for steel are temperature-dependent and based on EN1993-1-2. The solution parameters: non-linear transient analysis, a time step of 60 seconds, from 6:00 to 23:00, thus, 61200 seconds.

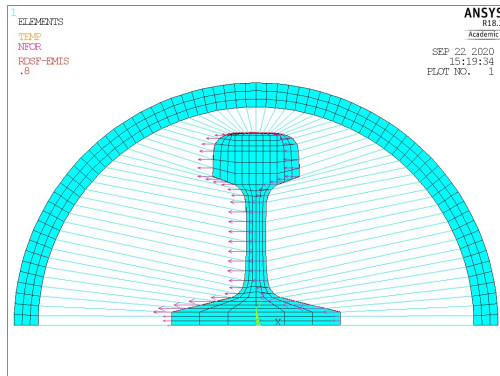


Fig. 1 - Ansys mesh.

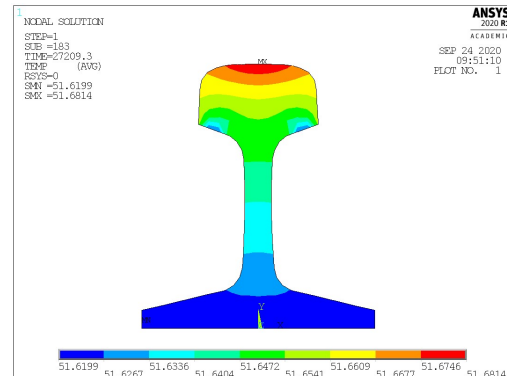


Fig. 2 - Profile results at time 13:30.

The field data used in the simulation were collected with an automatic weather station (Fig. 4) and thermocouples installed on the rail. The simulation uses one-day data obtained on 22/07/2020. The results are shown in Fig. 2 and Fig. 3.

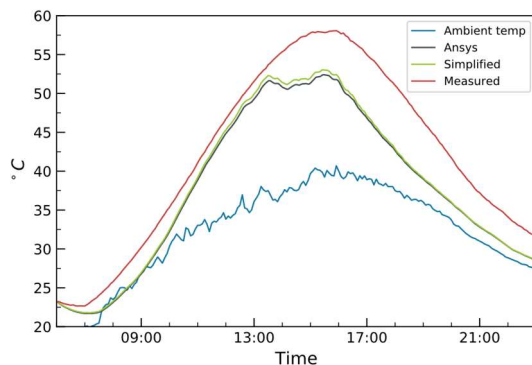


Fig. 3 - Rail temperatures.

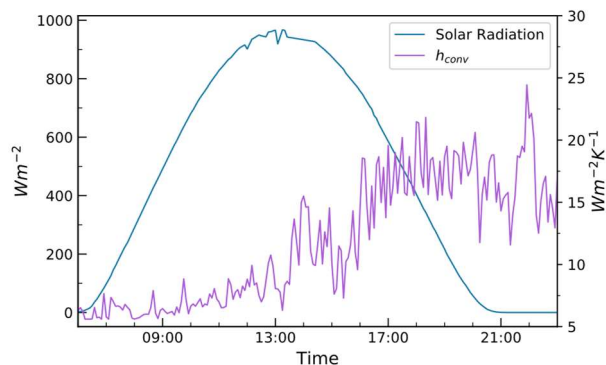


Fig. 4 - Input data.

### 3. CONCLUSION

Both simplified and FEA model are in good agreement, thus the simplified models can easily be used as a tool since it's more practical than FEA models. In comparison with measured temperature, the model performs with  $R^2$  of 0.83, but improvements are needed, mainly on the boundary conditions.

### REFERENCES

- Hong, S.U., Kim, H.U., Lim, N.H., Kim, K.H., Kim, H., Cho, S.J., 2019. A Rail-Temperature-Prediction Model Considering Meteorological Conditions and the Position of the Sun. *Int. J. Precis. Eng. Manuf.* 20, 337–346. <https://doi.org/10.1007/s12541-019-00015-1>
- Kesler, K., Zhang, Y.-J., 2007. System and Method for Predicting Future Rail Temperature. US 20070265780A1.
- Wu, Y., Munro, P., Rasul, M.G., Khan, M.K.M., 2010. A Review on Recent Developments in Rail Temperature Prediction for use in Buckling Studies, in: *Conference on Railway Engineering*. Wellington, Sept, 12-15, 2010.

## EXPERIMENTAL CHARACTERIZATION OF THE FLOW AND HEAT TRANSFER INSIDE A HORIZONTAL CIRCULAR TUBE USING C60/TETRALIN NANOFUID

Rita Lamosa <sup>1</sup>, Ana Moita <sup>1,2</sup>, Antonio Moreira <sup>1</sup>, Artem Nikulin <sup>3</sup> & Helder Santos <sup>4</sup>

<sup>1</sup> IN+, Center for Innovation, Technology and Policy Research, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Portugal, [anamoita@tecnico.ulisboa.pt](mailto:anamoita@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>2</sup> CINAMIL – Centro de Investigação Desenvolvimento e Inovação da Academia Militar, Academia Militar, Instituto Universitário Militar, Rua Gomes Freire, 1169-203 Lisboa, Portugal  
[moita.asoh@exercito.pt](mailto:moita.asoh@exercito.pt)

<sup>3</sup> Centre for Cooperative Research on Alternative Energies (CIC energiGUNE), Basque Research and Technology Alliance (BRTA), Alava Technology Park, Albert Einstein 48, 01510 Vitoria-Gasteiz, Spain,  
[artem.nikulin@tecnico.ulisboa.pt](mailto:artem.nikulin@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>4</sup> ADAI-LAETA, delegação do IPLeia, Escola Superior de Tecnologia e Gestão do Politécnico de Leiria, Leiria, Portugal, [helder.santos@ipleiria.pt](mailto:helder.santos@ipleiria.pt)



### ABSTRACT

In this paper the flow and the heat transfer of C60/tetralin nanofluid is investigated in a horizontal, circular, smooth, mini-tube with 3.5 mm of inner diameter, under an imposed constant heat flux, for laminar, transition and turbulent flow regimes. Three mass concentrations of nanofluid (0.10%, 0.30% and 0.66 mass%) as well as pure tetralin were experimentally tested at different mass flow rates and at three different inlet temperatures (25°C, 35°C and 45°C). Experimental measurements were taken, allowing to determine friction factors and convective heat transfer coefficients. The results revealed that the pressure drop raises with the increase in mass concentration of the nanoparticles and with temperature. It was also found that, in the laminar flow regime the Nusselt number is not affected by the addition of the nanoparticles. However, in the turbulent region, the Nusselt number increases with the increase in mass concentration of the nanoparticles, being this augmentation more pronounced as the temperature increases. The results also revealed that the addition of C60 nanoparticles allows to decrease the critical Reynolds number for the start of transition from laminar to turbulent.

Keywords: Nanofluid / Nanoparticles concentration / Friction factor / Convective heat transfer coefficient.

## 1. INTRODUCTION

It is well known that one of the main limitations in the development of energy-efficient heat transfer medium is the low thermal conductivity of the conventional fluids, such as water or oil, Li et al. (2009). To overcome this issue, several authors suggest the use of nanofluids, i.e. colloidal mixtures of nano-sized particles in a base fluid. This new type of fluid has heat transfer characteristics superior to both base fluid and suspended particles. It offers a compact, green approach when high thermal loads are in demand, having many potential applications from an engineering point of view, Sajid and Ali (2019). An increase in liquid thermal conductivity, heat capacity and heat transfer coefficients are currently reported in the literature when using nanofluids. However, an increase in nanoparticles concentration is also known to often increase the viscosity of the bulk solution, which results in increased pressure losses, Saidur et al. (2011).

In the present study the nanofluid used is a mixture of fullerene particles, C<sub>60</sub>, and tetralin. Fullerene is an allotrope of Carbon, one of the many forms that carbon-based materials can assume. It is a substance produced naturally, in small quantities, that was discovered in 1985, Kroto et al. (1985), being the Buckminsterfullerene (C<sub>60</sub>) the most common form to find. Its unique cage structure allows an interesting interaction with solvents, having the capability of dissolving in common organic solvents.

Tetralin, (1,2,3,4-Tetrahydronaphthalene) is a hydrocarbon. It is composed entirely by carbon and hydrogen, having the chemical formula of C<sub>10</sub>H<sub>12</sub>. It is a colourless liquid, with a strong mouldy smell. Tetralin has been widely used in liquefaction of coal and biomass and as coolant in nuclear power plants. C<sub>60</sub> particles have a very good solubility in tetralin, which further improves as the fluid temperature increases, as explained in Kozlov et al. (2007). Fullerene particles are very easy to mix with tetralin, forming a stable mixture. Since the stability of the nanofluid is one of the most difficult obstacles to overcome when preparing a nanofluid, as aforementioned, and given its high potential to be used in heat transfer applications, at reduced costs, tetralin based nanofluids using fullerene nanoparticles are the nanofluids considered in the present work.

In the past few years, many studies have been carried out to investigate nanofluids. Many of them focus on nanofluid development, preparation techniques and characterization, others in heat transfer enhancement, convection, applications and challenges, Li et al. (2009), Saidur et al. (2011), Sarkar (2011) and Ambreen and Kim (2018).

The addition of nanoparticles changes the thermophysical properties of the base fluid, allowing to artificially tune them for a specific application. The most important properties to tune are thermal conductivity, viscosity, density, and specific heat.

Since thermal conductivity of the particles is higher than that of the base fluid, an enhancement of the thermal conductivity of the nanofluid is expected to occur. This enhancement depends on some factors related with particle motion, such as the dispersion of the particles, thermophoresis, diffusiophoresis. Other factors influencing the thermophysical properties of the nanofluid, mostly thermal conductivity and viscosity, are the volume concentration, the shape of the particles, the size of the particles, temperature, and pH, Azmi et al. (2016) and Sezer et al. (2019).

Several studies have been published for experimental heat transfer characteristics of various types of nanofluids. Pak and Cho (1998) investigated the forced convection in smooth, horizontal tubes with a constant heat flux applied. The authors studied the turbulent friction and heat transfer of  $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{water}$  and  $\text{TiO}_2/\text{water}$  nanofluid. Their results showed that heat transfer increased with increasing volume concentration: for 1.34% volume of  $\text{Al}_2\text{O}_3$  particles the enhancement was 45% and 75% at a concentration of 2.78%.

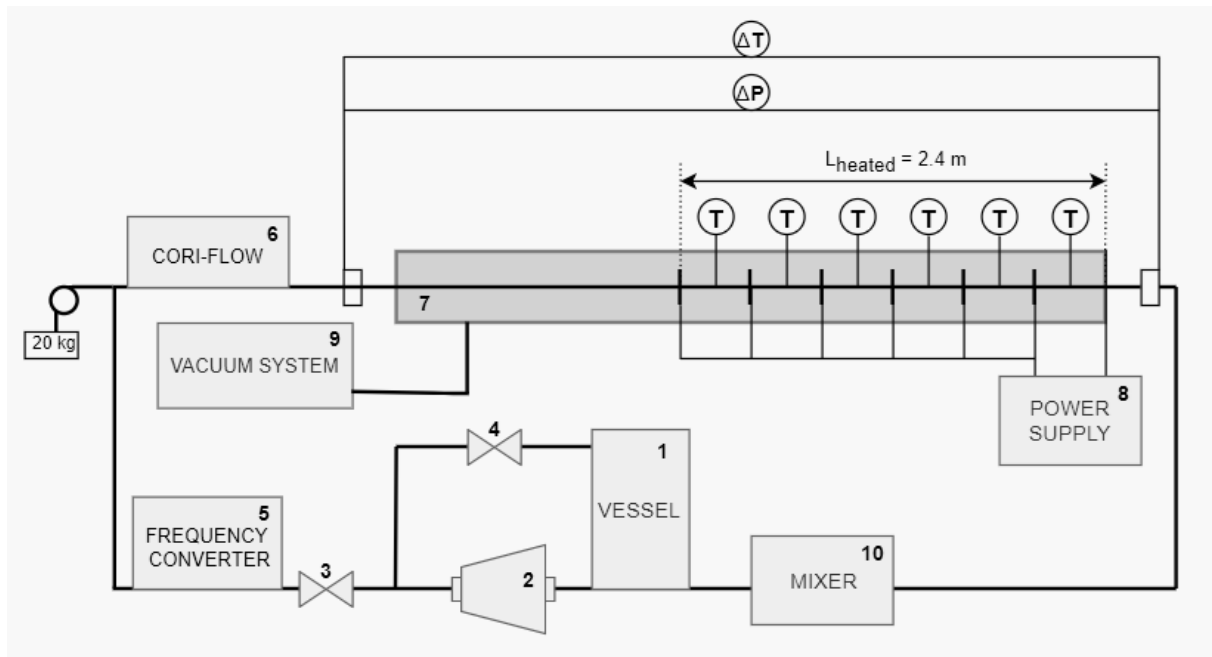
Li and Xuan (2002 and 2003) studied the laminar and turbulent convective heat transfer and friction factor of  $\text{Cu}/\text{water}$  nanofluid. The suspended particles enhance the heat transfer process, increasing the heat transfer coefficient about 60% for 2.0% volume concentration of  $\text{Cu}$  nanoparticles.

The literature review introduced in the previous paragraphs provide the context for the investigation of the effects of adding nanoparticles on the convective heat transfer in a horizontal, circular, smooth tube with constant heat flux condition. Most of the published data show a thermal conductivity and a heat transfer coefficient enhancement with increased particle concentration, being the heat transfer coefficient enhancement more pronounced for flows with high Reynolds number. However, different results of this coefficient were reported depending on the analysis method. On the other hand, a penalty in pumping power for using the nanofluids is also reported, due to the increase of the friction factor.

## 2. MATERIALS AND METHODS

### 2.1 Experimental setup description

The experimental setup used in this study is represented in Figure 1. The description of the experimental setup used for hydrodynamics and heat transfer experiments and its validation was reported in detail in Andrade et al. (2019).



**Fig. 1 – Experimental setup.**

The working fluid is introduced in the vessel (1) and is pumped by a magnetically coupled vane pump (2) through the closed loop. The pump is connected to a frequency converter (5) that allows to regulate the flow rate of the working fluid. The flow rate can also be regulated by a bypass valve (4). Once the valve is open it forces the fluid to recirculate to the vessel, reducing the flow in the installation. After the pump, the fluid enters a Coriolis mass flow meter (mini CORI-FLOW M15 Bronkhorst) (6) where the mass flow rate, the inlet temperature, and the density of the fluid are measured. The Coriolis mass flow meter working in the range from 0.2 to 300 kg/h with the accuracy of 0.2% and with a density accuracy of 5 kg/m<sup>3</sup>. Then, the fluid flows through the test section (7), a smooth round tube with 3.5 mm in inner diameter and 0.25 mm in wall thickness. An initial 0.4 m length without heating is used for flow hydrodynamic developing. The heated section has 2.4 m and is divided into six equal parts with six type K thermocouples (T) installed on the tube wall. A

high current power supply (VOLTEQ HY5050EX) (8) was used to generate and control a constant heat flux to the wall of the test section. To minimize the heat losses to the ambient, the test section is placed in a vacuum chamber (9), where a dynamic vacuum of the order of 100 Pa is created by a vacuum system. The mass flow rate was measured with a Coriolis mass flow meter (mini CORI-FLOW M15) working in the range from 0.2 to 300 kg/h with the accuracy of 0.2% and with a density accuracy of 5 kg/m<sup>3</sup>. Platinum resistance thermometer installed in the flow meter was used to measure the inlet temperature and a cooling system was used to maintain a desired inlet temperature in a range of 1 K. Also, a differential thermocouple and a differential pressure transducer (Omega PX2300) were used to measure the variation of temperature and pressure along the test section. All measurements were performed with a data acquisition system (RIGOL M300) in a steady state mode. For the experimental procedure description and data processing we refer readers to Andrade et al (2019).

The experimental process consisted in testing four fluids at three different inlet temperatures. The fluids tested were pure tetralin and C60/tetralin nanofluid with 0.10%, 0.30% and 0.66 mass% of nanoparticles. The temperatures at which they were tested were 25°C, 35°C and 45°C.

## **2.2 Preparation and characterization of the nanofluids**

In this study, particles of fullerene, C60 (CAS 99685-96-8) with a purity of 98%, were dissolved in pure tetralin (1,2,3,4-Tetrahydronaphthalene, CAS 119- 64-2) to prepare the nanofluid. The mass measurements were made in an analytical balance (model ABS80-4N by Kern) with a resolution of 0.1 mg and an accuracy of 0.3 mg.

The total mass of tetralin used for the tests in the experimental setup was 1447.448 g. Figure 2 shows the pure tetralin (left) and tetralin containing 0.10356, 0.29953 and 0.65529 mass fraction of fullerene C60 in tetralin. Ultrasonication was used to break the nanoparticles cluster and form a well dispersed suspension. The power applied was fixed for the three concentrations, to the value of 35 W.





**Fig. 2 – Pure tetralin (left) and tetralin containing 0.10356, 0.29953 and 0.65529 mass fraction of fullerene C60 in tetralin (from the left to right).**

The density of the nanofluid is in general considered to be a mixed property of the density of the base fluid, and the density of the nanoparticles. The density of the working fluid was measured with the help of the Coriolis mass flow meter, with an accuracy of  $\pm 5 \text{ kg/m}^3$ . The dependence of the density versus temperature is linear for the solutions and pure tetralin. The values of the density slightly increase with the mass fraction of C60. However, for the mass fraction of fullerene C60 in tetralin considered in this work the maximum influence of C60 on the density does not exceed 0.7%.

The dynamic viscosity of the samples was measured by implementation of the capillary rheometer theory. The results obtained show that C60/tetralin nanofluid is a Newtonian liquid, regardless of the concentration or temperature. The viscosity increases with the mass fraction of the C60 up to 0.25 mPa s (15%) and 0.4 mPa s (35%) at 25°C and 45°C, respectively.

The thermal conductivity of tetralin and C60/tetralin nanofluids was measured by the transient hot wire method. There are several techniques which can be used with this purpose, however, the transient hot wire technique is the most used due its accuracy, as it eliminates the errors caused by natural convection in the nanofluid, being very fast compared to other techniques. The results on the thermal conductivity that have been obtained spread within the range of 1% and show low influence of C60 additives on the thermal conductivity of tetralin.

The specific heat capacity used in this work was obtained by Zhelezny et al. (2019). The additives of C60 to tetralin decrease the specific heat capacity. Nonetheless, the maximum decreasing of the  $c_p$  can be estimated in 2.1% at the lowest temperature, while at the highest temperature the impact is less than 0.5%. Thus, we may conclude that C60 do not significantly affect the  $c_p$  of the tetralin.

For the mass fraction of fullerene C60 in tetralin considered in the present study, the major role of the nanoparticles addition was to alter the viscosity, which dominated over the variation of other properties such as the thermal conductivity.

### **3. RESULTS AND DISCUSSION**

#### **3.1. Flow conditions**

To assess the flow conditions inside the tube, hydrodynamic and thermal entry lengths were calculated. The hydrodynamic entry length just depends on the tube diameter and on the Reynolds number, not being affected by the type of fluid used. It was concluded that for laminar and turbulent regions, the flow will be hydrodynamically fully developed, regardless of the concentration of the nanofluid being used.

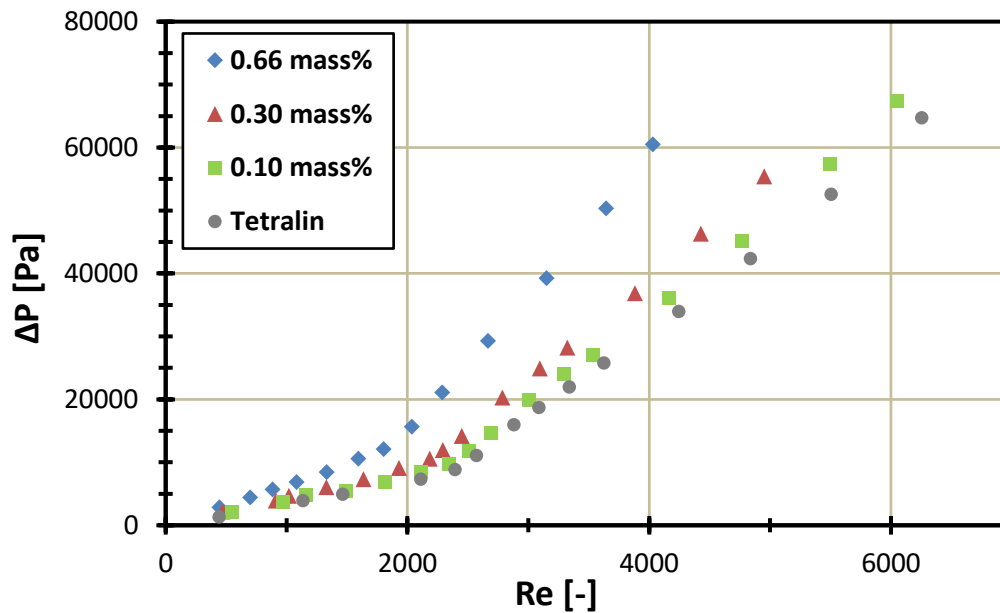
For the thermal entry length, properties of the flow affect this value in the laminar flow regime, as the thermal entry length in this region depends on the Prandtl number. However, for all the tests carried in this study, the results are similar, so, in the laminar region the flow will be developing thermally. For the turbulent region, the flow will be fully developed thermally.

The convection type in the flow was identified based on the Richardson number method. The four fluids were evaluated at the three inlet temperatures, and, for all cases, the Richardson number is smaller than 0.1, meaning that only forced convection is present in the flow.

#### **3.2. Pressure drop and Nusselt number**

Figure 3 depicts the pressure drop as a function of Reynolds number for tetralin and for various mass fractions of tetralin/C60 solutions at  $T_i = 45^\circ\text{C}$ .

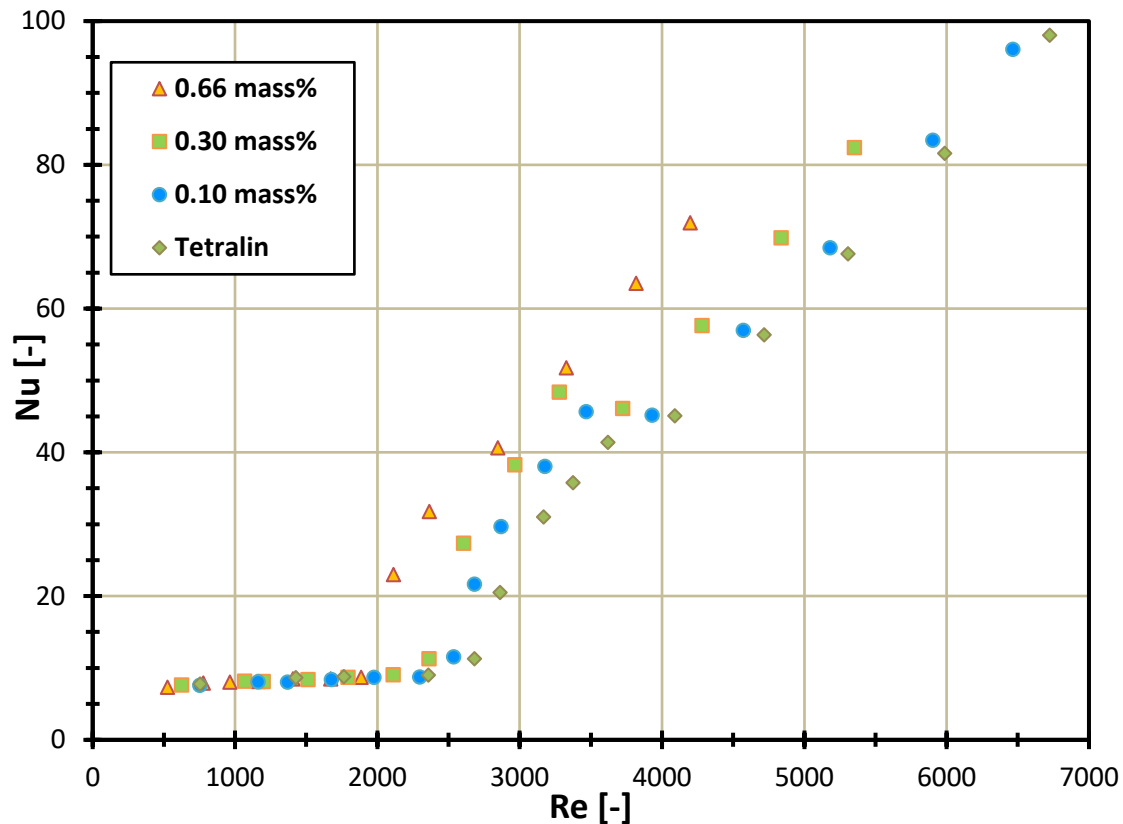
Figure 3 reveals that pressure drop is larger for an increased concentration of the nanoparticles. It should be noted that the viscosity of tetralin/C60 solutions increases with the mass fraction of the C60. So that, when compared to pure tetralin, the viscosity of the nanofluids increases with the nanoparticles mass fraction, and this difference is more significant at larger inlet temperatures.



**Fig. 3 – Pressure drop as a function of Reynolds number for tetralin and for various mass fractions of tetralin/C60 solutions at  $T_i = 45^\circ\text{C}$ .**

It was also observed that in the laminar flow regime, the friction factor does not depend on the particles concentration, being the values of the friction factor versus Reynolds number the same as for pure tetralin. The largest difference obtained between the nanofluids and tetralin was about 4% for an inlet temperature of  $45^\circ\text{C}$ . The difference in the friction factor between the nanofluids and the tetralin is slightly larger in the turbulent flow, particularly as the inlet temperature and the nanoparticles concentration increases. Hence, the largest values of the friction factor were obtained for the 0.66 mass% nanofluid, at  $45^\circ\text{C}$ , which was observed to be about 8.8% larger, for a Reynolds number of 3600, when compared to that of tetralin.

Figure 4 depicts the Nusselt number as a function of Reynolds number for tetralin and for various mass fractions of tetralin/C60 solutions at  $T_i = 45^\circ\text{C}$ . The results reveal that in the laminar region the Nusselt number is not affected by the addition of the nanoparticles, having just a slight increase as the Reynolds number increases. However, in the turbulent region, the Nusselt number increases with the increase in mass concentration of the nanoparticles. The results show a raise of the Nusselt number of about 56% for 0.66 mass% nanofluid, at a Reynolds number of about 4100. It was also observed that this augmentation is more pronounced as the temperature increases.



**Fig. 4 – Nusselt number as a function of Reynolds number for tetralin and for various mass fractions of tetralin/C60 solutions at  $T_i = 45^\circ\text{C}$**

As can be seen from the Figure 3 and 4, the additives of C60 to tetralin lead to the earlier laminar-turbulent transition. Moreover, Figure 3 and 4 clearly reveals a decrease of the critical Reynolds number that indicates the start of transition from laminar to turbulent as the nanoparticles mass concentration increases. This trend was observed for all the temperatures tested. Minakov et al. (2016) also observed that with increasing concentration of nanoparticles, the transition occurred at smaller Reynolds numbers.

#### 4. CONCLUSIONS

This work presents a study on the effects of adding fullerene nanoparticles on the heat transfer and hydrodynamic behavior on C60/tetralin nanofluid flowing inside a horizontal, circular and smooth tube with a constant heat flux applied. Particular emphasis is given to the effect of increasing the mass concentration of the particles and the inlet temperature of the working fluid.

The results revealed that pressure drop raise with mass concentration of the nanoparticles increase and with temperature increase, representing a pumping power penalty when using the nanofluids.

It was observed that in the laminar region the Nusselt number is not affected by the addition of the nanoparticles. However, in the turbulent region, the Nusselt number increases with the increase in mass concentration of the nanoparticles. For an inlet temperature of 45°C, the results shown a raise of the Nusselt number of about 56% for 0.66 mass% nanofluid, at a Reynolds number of about 4100.

It was also observed that the addition of C60 nanoparticles allows to decrease the critical Reynolds number for the start of transition from laminar to turbulent.

It was concluded that for the mass fraction of fullerene C60 in tetralin considered in the present study, the major role of the nanoparticles addition was to alter the viscosity, which dominated over the variation of other properties such as the thermal conductivity. Overall, these effects became dominant leading to a significant increase of the Nusselt number despite of the penalty in the pumping power. So, the use of this nanofluid is recommended as a working fluid with enhanced thermal properties, although the concentration of the nanoparticles should be carefully considered due to the increase pumping power penalty.

## REFERENCES

- Ambreen, T., Kim, M. H., 2018. Heat transfer and pressure drop correlations of nanofluids: A state of art review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 91 (March), p. 564-583.
- Andrade, F., Moita, A.S., Nikulin, A., Moreira, A.L.N., and Santos, H., 2019. Experimental investigation on heat transfer and pressure drop of internal flow in corrugated tubes, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 140, p. 940-955.
- Azmi, W.H., Sharma, K.V., Mamat, R., G. Najafi, G., Mohamad, M.S., 2016. The enhancement of effective thermal conductivity and effective dynamic viscosity of nanofluids - A review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 53, p. 1046-1058.
- Kozlov, A.V., Kolker, A.M., Manin, N.G., and Islamova, N.I., 2007. Polythermal study of C60 solubility in tetralin, *Mendeleev Communications*, 17(6), p. 362-363.
- Kroto, H.W., Heath, J.R., O'Brien, S.C., Curl, R.F., Smalley, R. E. 1985, C60: Buckminsterfullerene, *Letters to Nature*, 318, p. 162-163.
- Li, Q., Xuan, Y., 2002. Convective heat transfer and flow characteristics of Cu-water nanofluid, *Science in China (Series E)*, 45(4), p. 408-416.
- Li, Q., Xuan, Y., 2003. Investigation on Convective Heat Transfer and Flow Features of Nanofluids. *Journal of Heat Transfer*, 125(1), p. 151.
- Li Y., Zhou, J., Tung, S., Schneider, E., Xi, S., 2009. A review on development of nanofluid preparation and characterization, *Powder Technology*, 196 (2), p. 89-101.

- Minakov, A.V, Rudyak, V.Y., Guzey, D.V., Pryazhnikov, M.I., Zhigarev V.A., 2016. On laminar-turbulent transition in nanofluid flows. *Thermophysics and Aeromechanics*, 23(5), p. 773-776.
- Pak, B.C., Cho, Y.I., 1998. Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particles, *Experimental Heat Transfer*, 11(2), p. 151-170.
- Saidur, R., Leong, K.Y., Mohammad, H.A., 2011. A review on applications and challenges of nanofluids, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15 (3), p. 1646-1668.
- Sajid, M.U., Ali H.M., 2019. Recent advances in application of nanofluids in heat transfer devices: A critical review, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 103, p. 556-592.
- Sarkar, J., 2011. A critical review on convective heat transfer correlations of nanofluids, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15(6), p. 3271-3277.
- Sezer, N., Atieh, M.A., Koç, M., 2019. A comprehensive review on synthesis, stability, thermophysical properties, and characterization of nanofluids, *Powder Technology*, 344, p.404-431.
- Zhelezny, V., Motovoy, I., Khliyeva, O., Lukianov, N., 2019. Thermochimica Acta An influence of Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> nanoparticles on the caloric properties and parameters of the phase transition of isopropyl alcohol in solid phase. *Thermochimica Acta*, 671(September 2018), p. 170-180.



# EXPERIMENTAL CHARACTERIZATION OF THE FLOW AND HEAT TRANSFER INSIDE A HORIZONTAL CIRCULAR TUBE USING C60/TETRALIN NANOFLUID

Rita Lamosa <sup>1</sup>, Ana Moita <sup>1,2</sup>, Antonio Moreira <sup>1</sup> & Helder Santos <sup>3</sup>

- <sup>1</sup> IN+, Center for Innovation, Technology and Policy Research, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Portugal, [anamoita@tecnico.ulisboa.pt](mailto:anamoita@tecnico.ulisboa.pt)
- <sup>2</sup> CINAMIL, Department of Exact Sciences and Engineering of the Portuguese Military Academy. Rua Gomes Freire, 203, 1169-203, Lisboa, Portugal, [moita.asoh@exercito.pt](mailto:moita.asoh@exercito.pt)
- <sup>3</sup> ADAI-LAETA, delegação do IPLEiria, Escola Superior de Tecnologia e Gestão do Instituto Politécnico de Leiria, Leiria, Portugal, [helder.santos@ipleiria.pt](mailto:helder.santos@ipleiria.pt)

## ABSTRACT

In this paper the flow and the heat transfer of C60/tetralin nanofluid is investigated in a horizontal, circular, smooth, mini-tube with 3.5 mm of inner diameter, under an imposed constant heat flux, for laminar, transition and turbulent flow regimes. Three mass concentrations of nanofluid (0.10%, 0.30% and 0.66 mass%) as well as pure tetralin were experimentally tested at different mass flow rates and at three different inlet temperatures (25°C, 35°C and 45°C). Temperature and pressure drop measurements were taken, allowing to determine friction factors and convective heat transfer coefficients. It was found that, with temperature raise, the friction factor increased with the mass concentration of the nanoparticles, which represents a penalty on the pumping power. The results also show that the convective heat transfer coefficient was enhanced when comparing data from heat transfer coefficient values plotted against the Reynolds number. However, when comparing the heat transfer coefficients for the same velocity of the flow the results show a decrease in the heat transfer coefficient value for the 0.66 mass% nanofluid. This effect of the addition of C60 nanoparticles was attributed to the decrease of turbulence intensity as well as to the increased viscosity of the nanofluids.

Keywords: Nanofluid / Nanoparticles concentration / Friction factor / Convective heat transfer coefficient

## 1. INTRODUCTION

It is well known that one of the main limitations in the development of energy-efficient heat transfer medium is the low thermal conductivity of the conventional fluids, such as water or oil, Li et al. (2009). To overcome this issue, several authors suggest the use of nanofluids, i.e. colloidal mixtures of nano-sized particles in a base fluid. This new type of fluid has heat transfer characteristics superior to both base fluid and suspend particles. It offers a compact, green approach when high thermal loads are in demand, having many potential applications from an engineering point of view, Sajid and Ali. (2019). A substantial increase in liquid thermal conductivity, heat capacity and heat transfer coefficients are currently reported in the literature when using nanofluids. However, an increase in nanoparticles concentration is also known to often increase the viscosity of the bulk solution, which can lead to several issues related to the fluid flow and to pressure losses, Saidur et al. (2011).

So, the main objective is to evaluate the potential use of nanofluids as working fluid, inferring on the potential advantage of the enhanced thermal properties of such fluids with the possible disadvantage of increased pressure losses due to the augmented viscosity.

In the present study the nanofluid used is a mixture of fullerene particles, C60, and tetralin. Fullerene is an allotrope of Carbon, one of the many forms that carbon based materials can assume. It is a substance produced naturally, in small quantities, that was discovered in 1985, Kroto et al. (1985), being the Buckminsterfullerene (C60) the most common form to find. Its unique cage structure allows an interesting interaction with solvents, having the capability of dissolving in common organic solvents.

## 2. DESCRIPTION

The experimental setup used in this study is represented in Figure 1.

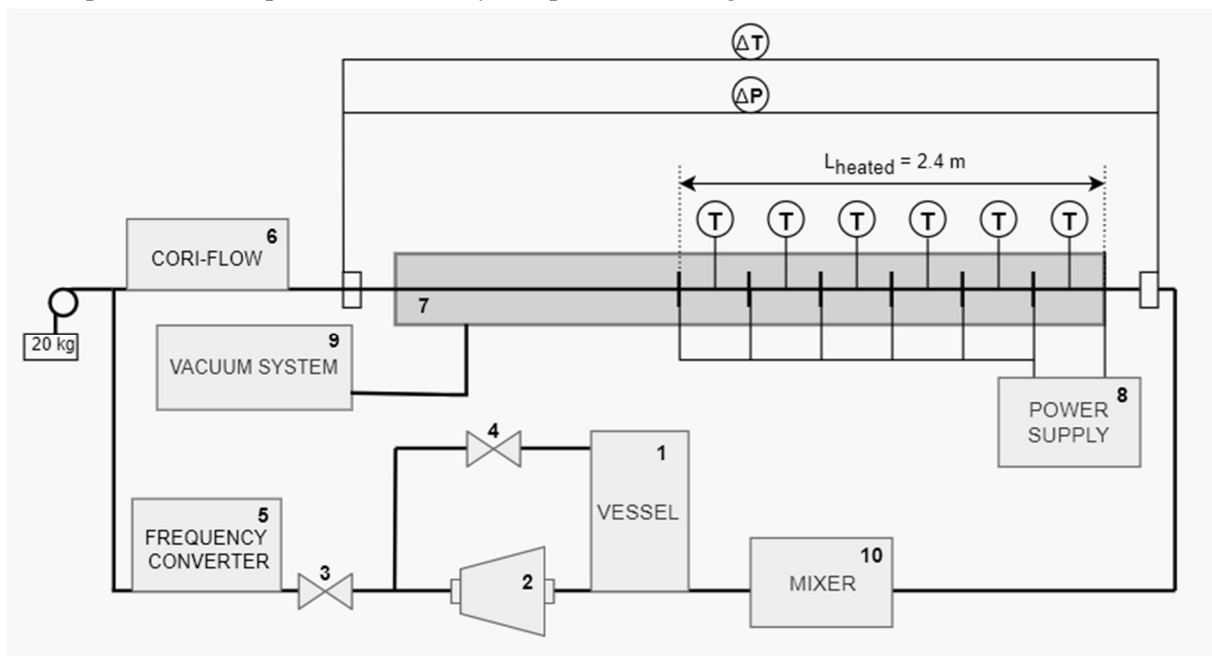


Fig. 1 – Experimental setup.

## REFERENCES

- Kroto, H.W., Heath, J.R., O'Brien, S.C., Curl, R.F., Smalley, R. E. 1985, C60: Buckminsterfullerene, Letters to Nature, 318, p. 162-163.
- Li Y., Zhou, J., Tung, S., Schneider, E., Xi, S. 2009, A review on development of nanofluid preparation and characterization, Powder Technology, 196 (2), p. 89-101.
- Saidur, R., Leong, K.Y., Mohammad, H.A. 2011, A review on applications and challenges of nanofluids, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 15 (3), p. 1646-1668.
- Sajid M.U. and Ali H.M. 2019, Recent advances in application of nanofluids in heat transfer devices: A critical review, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 103, p. 556-592.

# DESENVOLVIMENTO DE EQUIPAMENTO PARA ENSAIOS MECÂNICOS UNIAXIAIS EM PROVETES MINIATURIZADOS DE CHAPA METÁLICA

Daniel J. Cruz<sup>1</sup>, Rui L. Amaral<sup>1</sup>, Sara S. Miranda<sup>1</sup>, Abel D. Santos<sup>2</sup>, Joaquim. G. Mendes<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial (INEGI), Portugal, (dcruz@inegi.up.pt, ramaral@inegi.up.pt, smiranda@inegi.up.pt)

<sup>2</sup> Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, (abel@fe.up.pt, jgabriel@fe.up.pt)

## RESUMO

A crescente utilização de materiais metálicos mais leves, em combinação com a complexidade dos componentes a produzir, tem associados novos desafios para a indústria de conformação de chapa metálica, como é o caso da necessidade de uma mais ampla e melhor caracterização dos materiais. A conformação plástica destes materiais envolve operações onde o material tem solicitações, tanto de tração como de compressão, bem como de ambas em combinação alternada e cíclica. Este artigo apresenta o desenvolvimento de um sistema experimental para determinação de propriedades fundamentais de materiais metálicos em chapa fina, através de ensaios de caracterização mecânica para solicitações com inversão de sentido. Como a encurvadura do provete é um fenómeno inerente à compressão envolvendo espessuras finas, a sua geometria foi devidamente estudada e otimizada para minimizar e evitar esse efeito. Para a obtenção dos dados fundamentais, o equipamento desenvolvido contempla uma célula de carga do tipo "S" para medição de força, enquanto a avaliação dos campos de deformação no plano da chapa é realizada pela técnica de correlação digital de imagem (DIC). Para avaliar o desempenho do sistema desenvolvido são apresentados resultados experimentais de ensaios monotónicos e ensaios com inversão no sentido realizados em dois aços - DP500 e DP780, estudando-se fenómenos característicos, como o efeito de *Bauschinger*.

Palavras-chave: caracterização mecânica de materiais, efeito de *Bauschinger*, correlação digital de Imagem (DIC)

## 1. INTRODUÇÃO

Os recentes desafios relativos à importância da eficiência energética, que são materializados na redução dos limites de emissão de gases de escape, têm como consequência a procura da indústria automóvel de componentes construtivos cada vez mais leves [1, 2]. Esse desafio tecnológico leva à utilização, quer de aços avançados, como é o caso dos DP (*Dual Phase*, ou bifásicos), quer de ligas de alumínio de alta resistência ou ainda de outros materiais. Os aços avançados de alta resistência (AHSS – *Advanced High Strength Steels*) estão entre os materiais mais utilizados devido à sua elevada relação resistência/peso. No entanto, o fabrico de componentes com este tipo de materiais tem imposto à indústria novos desafios no seu processamento [3].

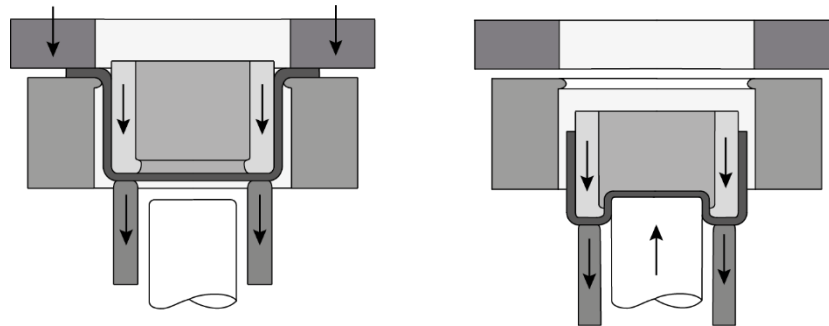


Figura 1. Representação esquemática do processo de estampagem inversa.

O processo de conformação plástica de chapa metálica é um procedimento tipicamente complexo, no qual, o material pode ser sujeito a diferentes trajetórias de deformação [4]. Na maioria dos processos clássicos, as peças obtidas por conformação plástica são normalmente obtidas numa única fase. Contudo para produzir peças de maior complexidade geométrica é necessário dividir o processo em diferentes fases. Tal como se pode observar na Figura 1, no processo de estampagem inversa a chapa é deformada de modo inverso em duas fases sucessivas [5]. Nesta operação, pode ser necessária menor força para a segunda fase, conseguindo-se um incremento de conformabilidade do material. Neste contexto, um fenómeno relevante foi descoberto em 1881 por Bauschinger [6] que observou que alguns materiais sujeitos a cargas compressivas após cargas de tração, apresentavam tipicamente uma menor tensão de cedência após a inversão. Este efeito ficou conhecido como o efeito *Bauschinger* (BE). Yoshida et al. [7] demonstraram que o efeito de *Bauschinger* pode ser dividido em três fenómenos característicos: i) **Cedência após inversão**, que normalmente se manifesta através de uma diminuição da tensão de cedência observada após a inversão da direção da carga; ii) **efeito de *Bauschinger* transitório**, que geralmente ocorre após a inversão da tensão aplicada ter mudado de tração para compressão; iii) **amaciamento permanente**, que ocorre após o efeito de *Bauschinger* transitório.

O efeito de Bauschinger pode ser explicado com base em dois mecanismos distintos. O primeiro propõe que a presença de tensões residuais localizadas, como as que encontram agrupadas nos limites de grão após carregamento do material, facilitam a entrada em regime plástico quando o material é solicitado em sentido contrário ao inicial. O segundo mecanismo é baseado na teoria das deslocações. Durante a deformação plástica as deslocações nas bandas de escorregamento ativas vão deslizando até serem imobilizadas em obstáculos, formando empilhamentos de elevada densidade. Quando a solitação do provete é retirada, para além de um pequeno recuo de algumas deslocações, tal estado pode persistir indefinidamente a baixas temperaturas, uma vez que a estrutura é bastante estável mecanicamente. Contudo, quando a direção do carregamento é invertida, algumas das deslocações nas bandas de deslizamento deslocam-se apreciavelmente, com baixas tensões de corte, pois nesta direção as barreiras não são tão fortes como eram na direção oposta [8].



Nos últimos anos, vários investigadores propuseram diversas soluções para ultrapassar a questão da encurvadura nos ensaios de compressão. Os objetivos gerais em todas elas passam por maximizar a extensão admissível à compressão e uniformizar ao máximo a distribuição da extensão e tensão ao longo da secção calibrada. Essencialmente existem três tipos de soluções para esse fim: i) ensaio de compressão com empilhamento de provetes metálicos (*pack method*) [7]; ii) ensaio de compressão com um sistema de suporte lateral [4, 8, 10, 23-27]; iii) ensaio de compressão com amostras miniaturizadas [28-34].

Aitchison *et al.* [35] e Jackman [36], empilharam provetes de chapa metálica num único conjunto, para testar materiais em compressão. As diferentes amostras foram unidas através de um adesivo ou elementos mecânicos [37]. Durante o teste, a estabilidade lateral é conseguida com a utilização de suportes entre os provetes mais exteriores. Contudo, este método é incapaz de avaliar o comportamento do material até grandes deformações devido à encurvadura da região suportada lateralmente. Uma vez que a junção dos provetes pode não ser suficiente para prevenir a encurvadura, Kurukuri *et al.* [38] desenvolveram um método de ensaio onde o comprimento do conjunto é reduzido de modo a evitar o fenómeno de encurvadura. Yoshida *et al.* [7] utilizaram uma variação deste método, onde se conseguiram atingir deformações compressivas entre 13 e 25% para diferentes classes de materiais.

Devido ao elevado número de amostras e à complexa preparação das mesmas, os métodos de ensaio utilizando apenas um provete de chapa metálica auxiliado por um sistema de suporte lateral, são preferenciais [25]. Dietrich e Turski [24] utilizaram um conjunto de placas de suporte lateral e evitaram a encurvadura até valores de deformação compressiva de 0,3%.

Boger *et al.* [24], utilizaram duas placas de suporte sólidas que aplicava no provete uma força lateral de contenção constante gerada por um cilindro hidráulico. Com esta metodologia foi possível atingir um máximo de deformação compressiva de cerca de 8% em testes cíclicos. Outro dispositivo comum, desenvolvido por Kuwabara *et al.* [26] utiliza dois suportes com um formato em "pente" ou "garfo" de forma a reduzir a região do provete que está suportada. Este design é uma melhoria em relação aos suportes sólidos porque, à medida que a amostra é comprimida, os modelos macho e fêmea passam uns pelos outros, permitindo que todo o comprimento da amostra seja suportado. Ao eliminar o problema de interferência entre as placas e o dispositivo de suporte, foram obtidas deformações na ordem de 15 a 20% para chapas à compressão. Alternativamente, Cao *et al.* [10] desenvolveram uma configuração experimental onde o provete é colocado entre dois conjuntos de blocos deslizantes em forma cunha, sem área não suportada, onde foi possível atingir uma deformação à compressão de cerca 10% [10].

Em solicitações de compressão, a encurvadura do provete é influenciada principalmente pela relação entre o seu comprimento e espessura [23]. Neste sentido, de forma a reduzir a encurvadura precoce do material, os métodos de ensaio com recurso a amostras miniaturizadas são uma solução poderosa para a correta caracterização mecânica de um dado material à compressão. Tritschler *et al.* [29] testaram uma liga de titânio de 1,2 mm de espessura em compressão utilizando amostras com uma largura e um comprimento de secção uniforme de 2 mm e 2,5 mm, respetivamente. Com esta geometria, foi possível atingir uma extensão de compressão de cerca 2%. Hußnätter [30] utilizou uma geometria de amostra com um comprimento e largura de 2x2 mm para a caracterização de uma liga de magnésio (AZ31). Neste estudo, foram obtidas deformações à compressão de cerca de 5%. Staud e Merklein [34] desenvolveram um protótipo para a caracterização de materiais metálicos quando sujeitos não só a cargas uniaxiais de compressão como também a carregamentos cíclicos. O provete miniaturizado considerado possui uma área uniforme de análise com 2 mm de comprimento e largura. Este dispositivo foi capaz de realizar com sucesso testes de compressão para extensões abaixo de 20%. Estes resultados são interessantes, contudo a utilização de provetes miniaturizados em ensaios mecânicos tem



inerentes diversas dificuldades, sobretudo na medição precisa das propriedades de força e extensão.

Neste artigo é apresentado um dispositivo experimental especialmente desenvolvido para a realização de ensaios mecânicos uniaxiais em provetes metálicos miniaturizados. Com este equipamento pretende-se realizar não só ensaios monótonicos de tração e compressão, como também ensaios com inversão de sentido com a finalidade de estudar o comportamento de materiais sob a forma de chapa metálica quando sujeitos a este tipo de sollicitação. Neste sentido foram selecionados dois aços bifásicos, de resistência diferente - DP500 e DP780. Com o equipamento desenvolvido foram realizados diversos ensaios uniaxiais que incluem ensaios monotônicos de tração e compressão e ensaios com inversão de sentido com o objetivo de avaliar o efeito de *Bauschinger* aos materiais selecionados.

## 2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

### 2.1. MATERIAIS

Neste trabalho, foram utilizados dois aços avançados de alta resistência (AHSS) produzidos pela empresa SSAB, mais especificamente aço bifásicos (*Dual Phase Steels*) - DP500 e DP780 – ambos com uma espessura inicial de 0,8 mm. A tabela 1 lista a percentagem de elementos de liga presentes na composição química de cada material.

Tabela 1. Composição química [%] dos aços bifásicos: DP500 e DP780

Material	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	V	Cu	Al	Nb	B	N	EC <sup>1</sup>
DP500	0.079	0.31	0.65	0.003	0.003	0.03	0.03	0.01	0.01	0.038	0.0	0.0003	0.003	0.20
DP780	0.138	0.20	1.52	0.011	0.002	0.03	0.03	0.02	0.01	0.038	0.014	0.0002	0.003	0.40

A adição de elementos de liga neste tipo de aço possui diferentes objetivos: o carbono (C) endurece a martensite, determina a distribuição de fases e atua como estabilizador da austenite; o silício (Si) promove a transformação da ferrite e o manganês (Mn) endurece a ferrite por solução sólida. Elementos microligantes como o Vanádio (V) e o Nitrogénio (N) promovem não só o endurecimento por precipitação, como também o refinamento da microestrutura. O Nióbio (Nb) também garante o refinamento de grão e a homogeneização da microestrutura, resultando num aumento da resistência e ductilidade [40].

### 2.2. EQUIPAMENTO EXPERIMENTAL

Os ensaios experimentais foram realizados num equipamento especificamente desenvolvido para testar provetes a uma escala reduzida denominado - *Mini Sample Tester Device* (MSTD) [41, 42], representado na Figura 3(a). A geometria dos provetes miniaturizados considerada, representada na Figura 3(b), foi obtida através de eletroerosão por fio.

O MSTD é composto por três grupos de componentes com a sua função bem definida: o primeiro é o grupo motor, que inclui um fuso de esferas acionado por um motor de passo, que

---

<sup>1</sup>  $EC = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Ni+Cu}{15} + \frac{Cr+Mo+V}{5}$

garante um movimento contínuo e preciso do provete. Deste modo, consegue garantir-se um deslocamento mínimo de 2  $\mu\text{m}$  por cada passo do motor; o segundo grupo é o condutor, que assegura o guiamento dos diversos componentes, constituído por quatro rolamentos lineares que deslizam sobre dois veios retificados; o terceiro grupo é o da instrumentação, constituído por uma célula de carga do tipo "S" de 5 kN e dois componentes de medição da extensão - uma régua linear para medição e controlo do posicionamento da mesa móvel e um sistema de correlação digital de imagem (DIC). O layout do MSTD permite que todos os componentes estejam num mesmo plano comum, o que se revela vantajoso para o alinhamento preciso do provete durante o ensaio. Assim, minimiza-se o aparecimento de momentos flectores indesejáveis, sobretudo em compressão, aspeto essencial para evitar a encurvadura do provete. O equipamento, projetado para ensaiar provetes de escala meso tem capacidade de suportar um esforço axial máximo de 2,5 kN.

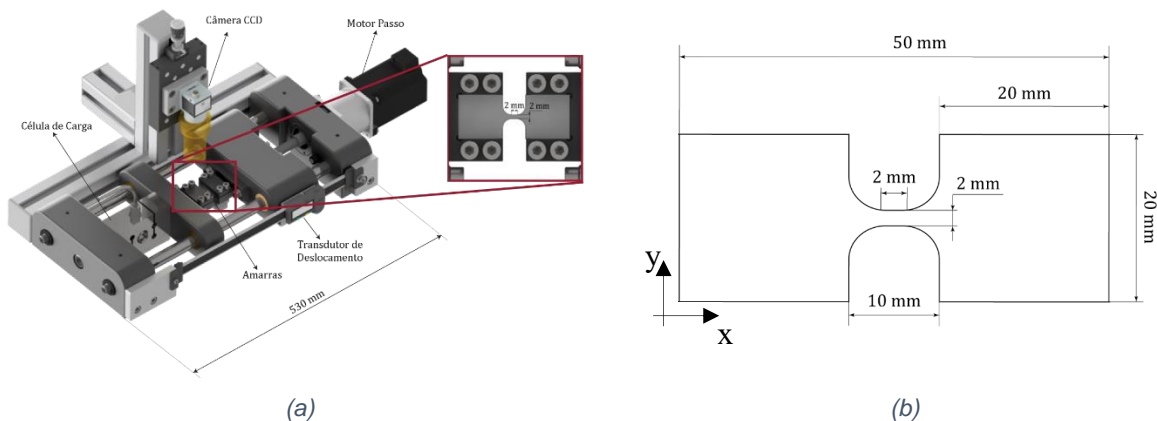


Figura 3. (a) Equipamento Experimental - MSTD (Mini Sample Tester Device); (b) geometria dos provetes miniaturizados;

### 2.3. CORRELAÇÃO DIGITAL DE IMAGEM

Os extensómetros são, tradicionalmente, os instrumentos de medição preferenciais em ensaios de tração convencionais. Contudo, em ensaios de pequena escala, a sua utilização é quase impossível devido à dimensão reduzida da amostra. Nesta situação, torna-se necessário recorrer a métodos de medição sem contacto, como por exemplo o uso de lasers ou técnicas de imagem. Neste sentido, no presente trabalho foi utilizada a técnica de Correlação Digital de Imagem (DIC) para quantificar a deformação do material na secção uniforme do provete. Ao contrário dos métodos tradicionais este método permite obter não só a extensão longitudinal do provete como também a extensão transversal,  $\epsilon_{xx}$  e  $\epsilon_{yy}$  respetivamente (de acordo com o sistema de coordenadas globais, ver Figura 3b). Devido à área uniforme de análise foi considerado um tamanho médio de speckle inferior a 15  $\mu\text{m}$ . As imagens utilizadas no sistema DIC foram obtidas a uma frequência de 20 Hz com uma câmara de 5 MPixel (BasleracA2440-75um, 2448x2048pixels) em conjunto com uma lente telecêntrica (InfaimonOPE-TC-23-09,45mm). O *software* comercial VIC-2D.v6 foi utilizado para calcular o campo de deformações considerando um *step size* de 7 e um *subset* de 75 para a região de interesse.

### 3. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

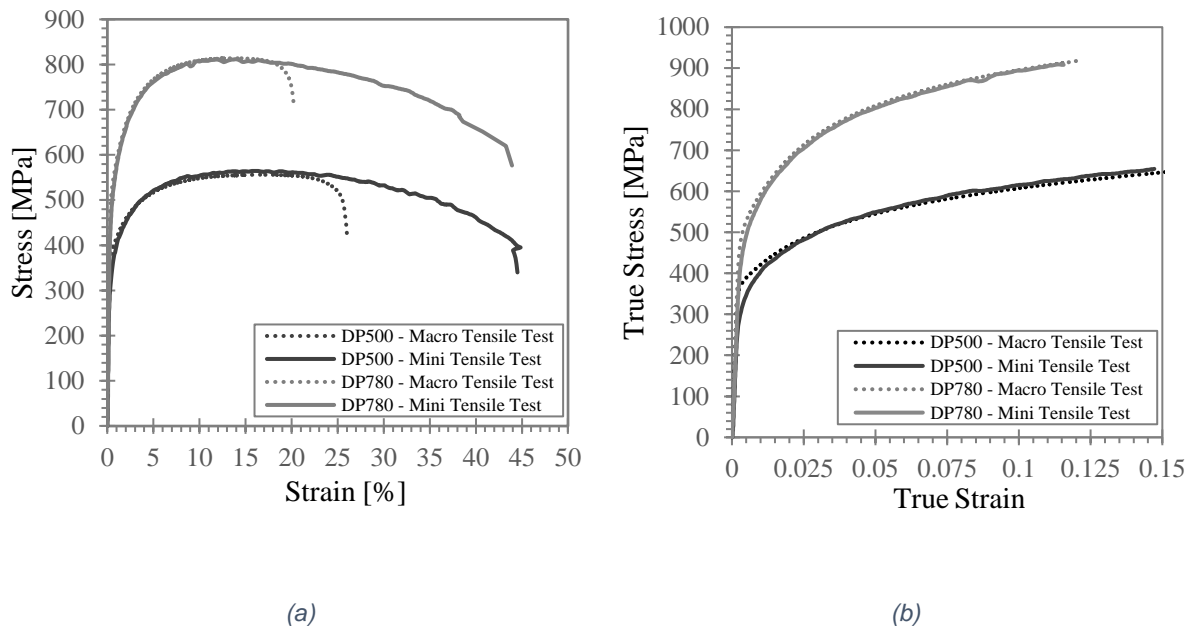
#### 3.1. ENSAIO UNIAXIAL MONOTÓNICO

A fim de avaliar o comportamento monotónico dos aços DP500 e DP780, foram realizados ensaios de tração uniaxial, utilizando amostras miniaturizadas com a geometria representada na Figura 3b. Adicionalmente, os mesmos materiais foram testados em provetes de tração macro, de acordo com a norma ISO 6892-1:2016 [39]. Estes ensaios foram realizados numa máquina de ensaio *Instron 5900R* de 300 kN. As condições experimentais para ambas as geometrias estão apresentadas na Tabela 2. Os provetes foram testados a uma velocidade de ensaio constante, resultando numa taxa de extensão inicial na ordem de  $10e^{-3} s^{-1}$ , até à rotura do material. Para garantir a repetibilidade dos resultados, foram testadas três amostras para cada geometria, contudo para facilitar a análise dos resultados apenas uma curva representativa da tensão-extensão de cada um dos materiais (Figura 4) será analisada.

**Tabela 2. Condições experimentais dos ensaios de tração uniaxiais**

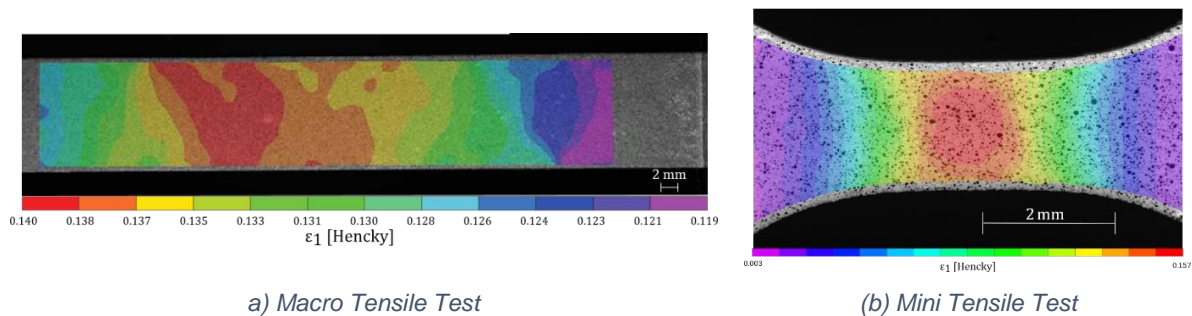
	Ensaio de tração macro	Ensaio de tração mini
Número de provetes testado	2	2
Comprimento de referência (DIC)	50 mm	1.5 mm
Velocidade do travessão	5 mm/min	0.5 mm/min
Taxa de aquisição	20 Hz	10 Hz
Temperatura	23 °C	23 °C
Humidade Relativa	53 %	53%

As curvas tensão-extensão de engenharia, representadas na Figura 4.a, indicam que os resultados obtidos são de uma maneira geral comparáveis. De facto, para ambos os materiais, o encruamento é muito semelhante para a geometria mini e macro tal como se pode ver na curva tensão-extensão real representada na Figura 4.b. No entanto, é visível que após o ponto de resistência máxima à tração a geometria miniaturizada apresenta um alongamento total superior quando comparado à geometria macro. Esta diferença pode ser justificada pela estrição que ocorre após se atingir o ponto de tensão máxima, e que se traduz numa zona de deformação localizada cuja dimensão é independente do comprimento de referência do provete. Como é independente do comprimento, é expectável que a deformação localizada tenha uma influência maior no valor da extensão total medida para comprimentos de referência menores. Outro fator a considerar é o estado de tensão multiaxial após a estrição, sobretudo em comprimentos de referência menores. A influência da deformação localizada em cada uma das geometrias pode ser verificada na Figura 6, onde é visível o campo das deformações principais (*Hencky*  $\epsilon_1$ ).



**Figura 4.** Representação gráfica das curvas experimentais (a) tensão-extensão de engenharia e (b) tensão-extensão real para os materiais DP500 e DP780.

O comportamento à compressão dos dois aços bifásicos foi também avaliado. Contudo para este tipo de sollicitação apenas foram utilizados os provetes miniaturizados, representados na Figura 3(b). A curva tensão-extensão real, relativa ao ensaio de compressão uniaxial, para cada um dos materiais está representada na Figura 6. Adicionalmente, nesta figura está representado, para cada material, a curva de referência do ensaio de tração, linha pontuada, obtida com o mesmo tipo de geometria. Por fim, as linhas tracejadas representam, para cada material, a curva de compressão em valores absolutos.



**Figura 5.** Campo de extensão principal ( $\epsilon_1$ ) obtido através da técnica de correlação digital de imagem para o ensaio de tração com provetes (a) macro e (b) mini.

Através da análise dos resultados verifica-se que o encruamento é semelhante em tração e compressão para ambos os materiais, contudo em compressão os valores de deformação atingidos no ensaio de compressão foram inferiores aos atingidos em tração. Tal como se pode observar na Figura 7 para um valor de extensão próximo de 7% a força atinge um valor máximo em valor absoluto. Neste ponto, o ensaio torna-se não-planar e o fenómeno de encurvadura (*'buckling'*) torna-se evidente. Assim esta instabilidade traduz-se no decaimento da curva fazendo com que o ensaio a partir deste ponto deixe de ser válido.

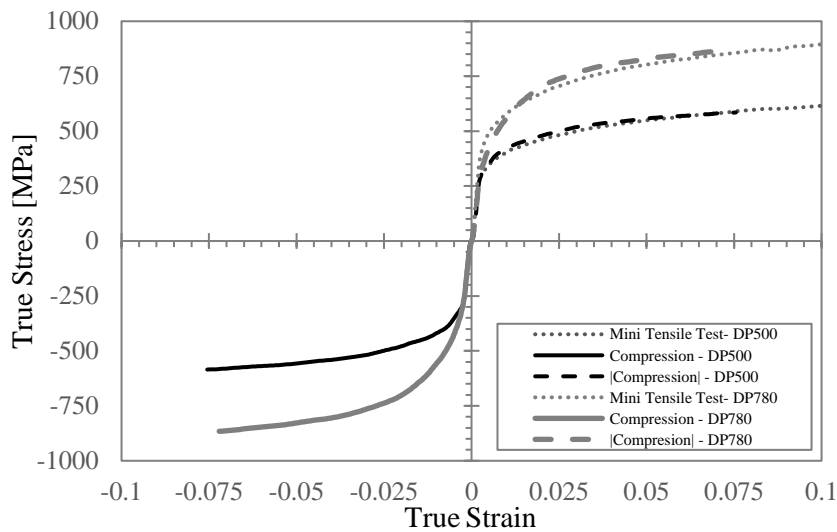


Figura 6. Curvas Tensão-Extensão real obtidas a partir de testes de compressão uniaxial e a sua comparação com a curva de tração.

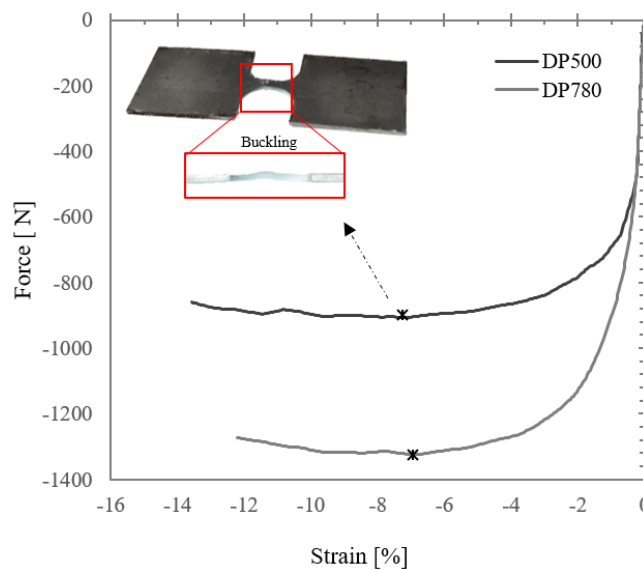


Figura 7. Representação do ponto onde ocorre o efeito de encurvadura no ensaio de compressão uniaxial.

### 3.1. ENSAIO UNIAXIAL COM INVERSÃO DE SENTIDO

O efeito de Bauschinger foi avaliado através de ensaios uniaxiais com inversão de sentido utilizando a mesma geometria dos ensaios monótonicos. O ensaio inclui uma etapa de tração seguida de uma etapa de compressão.

Inicialmente a etapa de tração é realizada até que uma pré-extensão definida,  $\epsilon_p^0$ , seja atingida. Neste sentido foram selecionados três valores de pré-extensão, de aproximadamente 0,025, 0,050 e 0,075. Após esta pré-extensão em tração a etapa

compressiva é realizada até que o fenómeno de encurvadura comece a ser evidente nos resultados, o que é evidenciado, como já foi referido, por um decaimento do valor da tensão na curva tensão-extensão. Os resultados para os aços DP500 e DP780 estão representados nas Figura 8 e Figura 9, respetivamente. A curva de tração de referência uniaxial está também representada para efeitos de comparação. Para facilitar a leitura e respetiva análise dos resultados as curvas relativas à etapa de compressão, foram rodadas estando representadas pela curva pontilhada. Nas Figuras 8 e 9 estão adicionalmente representados os pontos de cedência para a etapa de tração assim como para as curvas de compressão absolutas. Estes valores de tensão de cedência foram definidos como 0,002 de extensão plástica. Analisando os resultados é possível observar que as etapas de tração para os diferentes casos coincidem com a curva de tração de referência, o que confirma que o equipamento e a metodologia utilizada proporcionam uma excelente repetibilidade de resultados. Por outro lado, para ambos os materiais, as curvas relativas à etapa de compressão apresentam uma tendência semelhante para os diferentes valores de pré-extensão.

Um modo de quantificar o efeito de Bauschinger é através da razão de Bauschinger ( $\beta$ ), expresso matematicamente pela Equação 1. Nesta,  $\sigma_{max}^T$  representa o ponto de tensão máximo antes do ponto de inversão, ponto B na Figura 2, e  $\sigma_Y^C$  a tensão de cedência atingida na etapa de compressão após inversão de sentido, ponto C da Figura 2.

$$\text{Razão de Bauschinger } (\beta) = \frac{|\sigma_{max}^T| + |\sigma_Y^C|}{|2\sigma_{max}^T|} \quad (1)$$

Quanto menor for o parâmetro  $\beta$  maior será o efeito de Bauschinger do material. A razão de Bauschinger representa o rácio entre a superfície de cedência atual em relação à dimensão da superfície de cedência para o caso de encruamento isotrópico. Assim, para o caso de encruamento isotrópico a razão de *Bauschinger* assume o valor unitário. A razão de Bauschinger para os materiais em estudo está representada na Figura 11 em função da pré-extensão aplicada. Pela análise destes resultados é possível observar que ambos os materiais apresentam um forte efeito de Bauschinger uma vez que sempre que a direção de carregamento é invertida a tensão de cedência atingida sofre uma redução de cerca 60% em relação ao valor da sollicitação em sentido contrário.

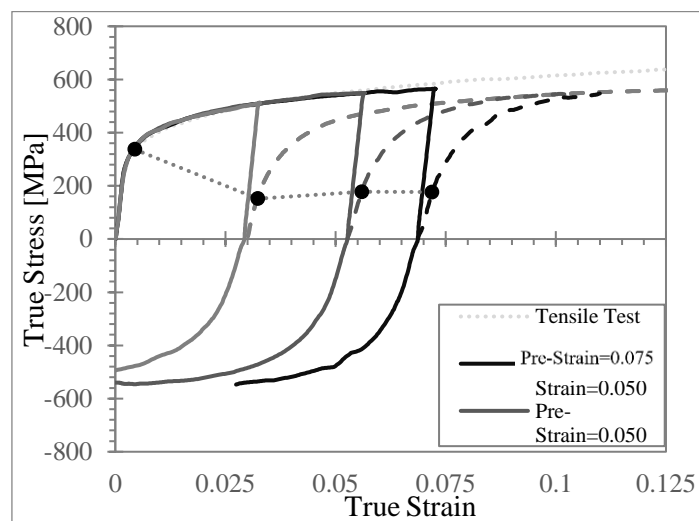


Figura 8. Ensaio uniaxial com inversão para o aço DP500, com a inversão de sentido a ocorrer para diferentes valores de pré-extensão.



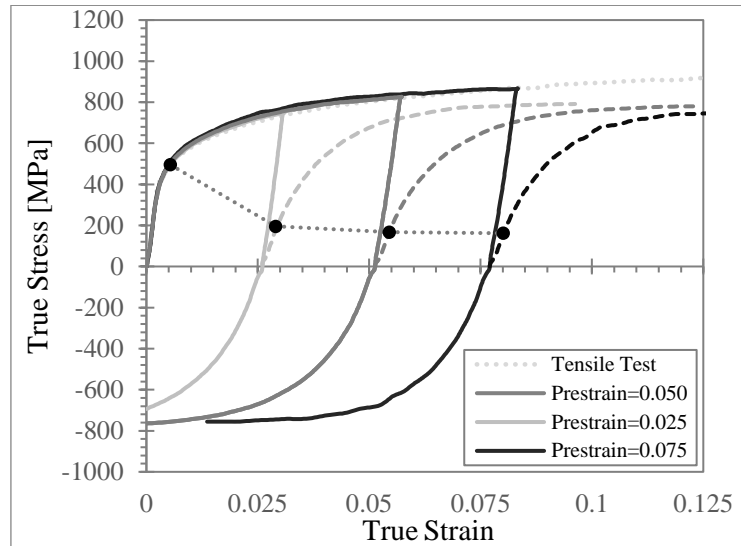


Figura 9. Ensaio uniaxial com inversão para o aço DP780, com a inversão de sentido a ocorrer para diferentes valores de pré-extensão.

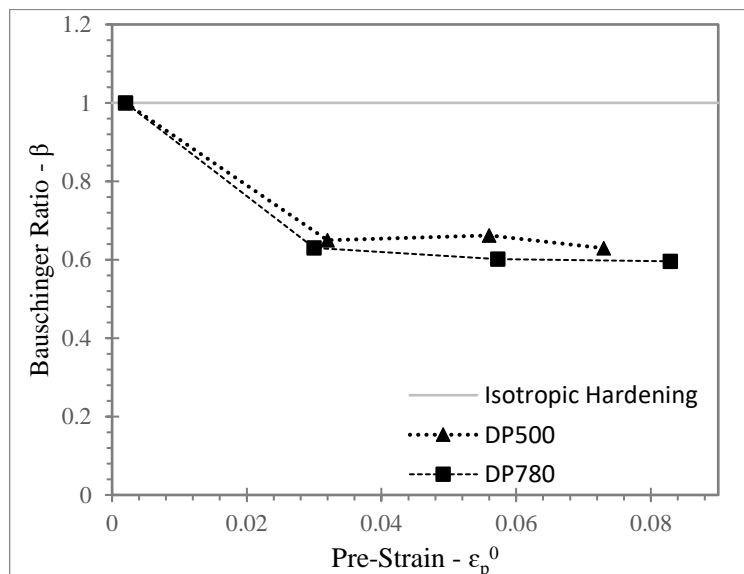


Figura 10. Razão de Bauschinger para os aços DP500 e DP780.

#### 4. CONCLUSÕES

Este trabalho permitiu o desenvolvimento e validação de um equipamento especializado na realização de ensaios uniaxiais, de tração-compressão, em provetes metálicos miniaturizados. O equipamento experimental, designado por MSTD - *Mini Sample Tester Device*, permite o ensaio de provetes na escala miniaturizada que tem como principal

vantagem a supressão do fenómeno de encurvadura em solicitações compressivas. Além dos ensaios uniaxiais de tração, compressão e cíclicos é ainda possível adaptar as interfaces do equipamento para outros tipos de ensaio, como por exemplo os de corte, fazendo uso da possibilidade de medição de força e extensão.

De forma a validar a solução desenvolvida foram realizados diversos ensaios experimentais utilizando dois aços bi-fásicos – DP500 e DP780. Os ensaios realizados no equipamento permitiram comparar os resultados para diferentes tipos de solicitação. Inicialmente foram realizados ensaios monotónicos de tração e os resultados obtidos com os provetes miniaturizados foram em tudo semelhantes aos resultados obtidos através da geometria convencional utilizada em ensaios de tração normalizados à escala macro. Os resultados dos ensaios de compressão demonstraram que com o equipamento desenvolvido é possível caracterizar os materiais utilizados até valores de extensão em compressão de cerca 7,5% sem que ocorra o fenómeno de encurvadura no material. Contudo até este valor de deformação de compressão o encruamento do material em compressão mostrou-se em tudo semelhante ao encruamento do material em tração. Por fim os ensaios uniaxiais com inversão de sentido mostraram que este tipo de material apresenta um forte efeito de Bauschinger uma vez que a tensão de cedência sofre um decréscimo considerável sempre que ocorre a inversão de sentido da solicitação.

Em suma, os resultados experimentais realizados no equipamento evidenciaram resultados satisfatórios tanto em tração como em compressão o que de certa forma valida a solução desenvolvida e confirma a sua aplicabilidade em ensaios mecânicos uniaxiais com inversão de sentido.

## 5. AGRADECIMENTOS

Ao Engenheiro José Bessa Pacheco agradece-se e destaca-se a partilha de conhecimentos e a sua participação nas fases de desenvolvimento do projeto e construção do equipamento. Os autores agradecem o financiamento no âmbito dos projetos POCI-01-0145-FEDER-031243, POCI-01-0145-FEDER-030592, POCI-01-0145-FEDER-032466, NORTE-01-0145-FEDER-032419, cofinanciados pelo Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (Compete2020) e Regional do Norte (NORTE2020), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e pela Fundação para a Ciência e Tecnologia através da sua componente do Orçamento de Estado. O terceiro autor está também grato à FCT pela bolsa de doutoramento SFRH/BD/146083/2019 ao abrigo do programa POCH, co-financiado pelo Fundo Social Europeu (FSE) e pelos Fundos Nacionais Portugueses do MCTES.

## 6. REFERÊNCIAS

1. Berladir, K., et al., *Modern materials for automotive industry*. Journal of engineering sciences, 2017. **4**: p. F8-F18.
2. Ghosh, M., A. Ghosh, and A. Roy, *Renewable and Sustainable Materials in Automotive Industry*. 2019. p. 1-18.
3. Hilditch, T.B., T. de Souza, and P.D. Hodgson, *2 - Properties and automotive applications of advanced high-strength steels (AHSS)*, in *Welding and Joining of Advanced High Strength Steels (AHSS)*, M. Shome and M. Tumuluru, Editors. 2015, Woodhead Publishing. p. 9-28.
4. Chang, Y., et al., *A new continuous tensile-compressive testing device with friction-counteracting and anti-buckling supporting mechanism for large strain*. Journal of Materials Processing Technology, 2020. **278**.

5. Ben Othman, K., et al., *Reverse deep drawing process: Material anisotropy and work-hardening effects*. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part L Journal of Materials Design and Applications, 2017. **233**.
6. Bauschinger, J., *Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und des Elastizitätsmoduls verschiedener Metalle*. In *Civilingenieur* XXVII, 1881: p. 289–348.
7. Yoshida, F., T. Uemori, and K. Fujiwara, *Elastic–plastic behavior of steel sheets under in-plane cyclic tension–compression at large strain*. International Journal of Plasticity, 2002. **18**(5): p. 633-659.
8. Stoudt, M.R., L.E. Levine, and L. Ma, *Designing a Uniaxial Tension/Compression Test for Springback Analysis in High-Strength Steel Sheets*. Experimental Mechanics, 2017. **57**(1): p. 155-163.
9. Zang, S., et al., *Measurement of the Bauschinger Behavior of Sheet Metals by Three-point Bending Springback Test with Pre-strained Strips*. International Journal of Plasticity, 2014. **59**.
10. Cao, J., et al., *Experimental and numerical investigation of combined isotropic-kinematic hardening behavior of sheet metals*. International Journal of Plasticity, 2009. **25**(5): p. 942-972.
11. Barlat, F., Duarte, J.M.F., Gracio, J.J., Lopes, A.B., Rauch, E.F., 2003b. Plastic flow for non-monotonic loading conditions of an aluminum alloy sheet sample. *Int. J. Plast.* 19, 1215.
12. Hu, Z., E.F. Rauch, and C. Teodosiu, *Work-hardening behavior of mild steel under stress reversal at large strains*. International Journal of Plasticity, 1992. **8**(7): p. 839-856.
13. Yoon, J.W., et al., *Anisotropic strain hardening behavior in simple shear for cube textured aluminum alloy sheets*. International Journal of Plasticity, 2005. **21**(12): p. 2426-2447.
14. Bouvier, S., et al., *Simple shear tests: Experimental techniques and characterization of the plastic anisotropy of rolled sheets at large strains*. Journal of Materials Processing Technology, 2006. **172**(1): p. 96-103.
15. Thuillier, S. and P.Y. Manach, *Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths*. International Journal of Plasticity, 2009. **25**: p. 733-751.
16. Lee, J.-W., M.-G. Lee, and F. Barlat, *Finite element modeling using homogeneous anisotropic hardening and application to spring-back prediction*. International Journal of Plasticity, 2012. **29**: p. 13-41.
17. Yin, Q., et al., *A cyclic twin bridge shear test for the identification of kinematic hardening parameters*. International Journal of Mechanical Sciences, 2012. **59**(1): p. 31-43.
18. Zang, S.-l., L. Sun, and C. Niu, *Measurements of Bauschinger effect and transient behavior of a quenched and partitioned advanced high strength steel*. Materials Science and Engineering: A, 2013. **586**: p. 31-37.
19. Yoshida, F., M. Urabe, and V.V. Toropov, *Identification of material parameters in constitutive model for sheet metals from cyclic bending tests*. International Journal of Mechanical Sciences, 1998. **40**(2): p. 237-249.
20. Geng, L., Y. Shen, and R.H. Wagoner, *Anisotropic hardening equations derived from reverse-bend testing*. International Journal of Plasticity, 2002. **18**(5): p. 743-767.
21. Carbonnière, J., et al., *Comparison of the work hardening of metallic sheets in bending–unbending and simple shear*. International Journal of Mechanical Sciences, 2009. **51**(2): p. 122-130.
22. Eggertsen, P.A. and K. Mattiasson, *On the modelling of the bending–unbending behaviour for accurate springback predictions*. International Journal of Mechanical Sciences, 2009. **51**(7): p. 547-563.
23. Boger, R.K., et al., *Continuous, large strain, tension/compression testing of sheet material*. International Journal of Plasticity, 2005. **21**(12): p. 2319-2343.

24. Dietrich, L. and K. Turski, *New Method of Studying Thin Sheets During Compression*. Rozpr Inz, 1978. **26**: p. 91-99.
25. Tan, Z., C. Magnusson, and B. Persson, *The Bauschinger effect in compression-tension of sheet metals*. Materials Science and Engineering: A, 1994. **183**(1): p. 31-38.
26. Sekine, A. and T. Kuwabara, *Development of In-Plane Reverse Loading Test Apparatus and Measurement of the Bauschinger Effect of Sheet Metals*. The Proceedings of Autumn Conference of Tohoku Branch, 2005. **2005.41**: p. 251-252.
27. Härtel, M., C. Illgen, and M. Wagner, *Experimental evaluation of Bauschinger effects during tension-compression in-plane deformation of sheet materials*. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2016. **118**: p. 012018.
28. Rosenschon, M. and M. Merklein, *Analysis of the stress and directional dependent Bauschinger-effect of sheet metals*. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2018. **418**: p. 012084.
29. Tritschler, M., et al., *Experimental analysis and modeling of the anisotropic response of titanium alloy Ti-X for quasi-static loading at room temperature*. International Journal of Material Forming, 2014. **7**(3): p. 259-273.
30. Hußnätter, W. *Yielding of magnesium alloy AZ31*. in *Fließen der Magnesiumlegierung AZ31*. 2009. ;.
31. Abel, A. and R.K. Ham, *The cyclic strain behaviour of crystals of aluminum-4 wt.% copper-i. the bauschinger effect*. Acta Metallurgica, 1966. **14**(11): p. 1489-1494.
32. Bate, P.S. and D.V. Wilson, *Analysis of the bauschinger effect*. Acta Metallurgica, 1986. **34**(6): p. 1097-1105.
33. Karaman, I., et al., *The effect of twinning and slip on the bauschinger effect of hadfield steel single crystals*. Metallurgical and Materials Transactions A, 2001. **32**(13): p. 695-706.
34. Staud, D., Merklein, M., *Zug-Druck-Versuche an Miniaturproben zur Erfassung von Parametern für kinematische Verfestigungsmodelle*. Tagungsband Werkstoffprüfung, 2009: p. Stahleisen, 2009, S. 211-218.
35. Aitchison, C.S., Tuckerman, L.B, *The pack method for compressive tests of thin specimens of materials used in thin-wall structures*,. 1939, National Advisory Committee on Aeronautics: Washington, DC,. p. 133-14.
36. Jackman, K.R., *Improved methods for determining the compression properties of sheet metal*,. Automotive and aviation industries 90, 1944. **11**: p. 36-38
37. Tozawa, Y., *Plastic Deformation Behavior under Conditions of Combined Stress*, in *Mechanics of Sheet Metal Forming: Material Behavior and Deformation Analysis*, D.P. Koistinen and N.-M. Wang, Editors. 1978, Springer US: Boston, MA. p. 81-110.
38. Kurukuri, S., et al., *Rate sensitivity and tension–compression asymmetry in AZ31B magnesium alloy sheet*. Philosophical Transactions of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 2014. **372**(2015): p. 20130216.
39. Standardization), I.t.I.O.f., *Metallic materials — Tensile testing*, in — *Part 1: Method of test at room temperature*. 2016.
40. Lee, J., S.-J. Lee, and B. De Cooman, *Effect of micro-alloying elements on the stretch-flangeability of dual phase steel*. Materials Science and Engineering: A, 2012. **536**: p. 231–238.
41. Cruz, D.J., et al., *Development of a mini-tensile approach for sheet metal testing using Digital Image Correlation*. Procedia Structural Integrity, 2020. **25**: p. 316-323.
42. Cruz, D.J., *Ensaio mecânicos de tração-compressão em provetes metálicos miniaturizados Desenvolvimento de um equipamento especializado*. 2019.

43. Martin Rund, Radek Procházka, Pavel Konopík, Jan Džugan, and Hugo Folgar. 'Investigation of sample-size influence on tensile test results at different strain rates'. *Procedia Engineering*, Vol.114:410–415, 2015.

# DESENVOLVIMENTO DE EQUIPAMENTO PARA ENSAIOS MECÂNICOS UNIAXIAIS EM PROVETES MINIATURIZADOS DE CHAPA METÁLICA

Daniel J. Cruz<sup>1</sup>, Rui L. Amaral<sup>1</sup>, Sara S. Miranda<sup>1</sup>, Abel D. Santos<sup>2</sup>, Joaquim. G. Mendes<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Instituto de Ciência e Inovação em Engenharia Mecânica e Engenharia Industrial (INEGI), Portugal, (dcruz@inegi.up.pt, ramarl@inegi.up.pt, smiranda@inegi.up.pt)

<sup>2</sup> Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade do Porto (FEUP), Portugal, (abel@fe.up.pt, jgabriel@fe.up.pt)

## RESUMO

A crescente utilização de materiais metálicos mais leves, em combinação com a complexidade dos componentes a produzir, tem associados novos desafios para a indústria de conformação de chapa metálica, como é o caso da necessidade de uma mais ampla e melhor caracterização dos materiais. A conformação plástica destes materiais envolve operações onde o material tem solicitações, tanto de tração como de compressão, bem como de ambas em combinação alternada. Este artigo apresenta o desenvolvimento de um sistema experimental para determinação de propriedades fundamentais de materiais metálicos em chapa fina, através de ensaios de caracterização mecânica para solicitações com inversão de sentido. Como a encurvadura do provete é um fenómeno inerente à compressão envolvendo espessuras finas, a sua geometria foi devidamente estudada e otimizada para minimizar e evitar esse efeito. Para a obtenção dos dados fundamentais, o equipamento desenvolvido contempla uma célula de carga do tipo "S" para medição de força, enquanto a avaliação dos campos de deformação no plano da chapa é realizada pela técnica de correlação digital de imagem (DIC). Para avaliar o desempenho do sistema desenvolvido são apresentados resultados de ensaios cíclicos de compressão-tração com o aço DP500, estudando-se fenómenos característicos, como o efeito de *Bauschinger*.

Palavras-chave: caracterização mecânica de materiais, efeito de *Bauschinger*, correlação digital de Imagem (DIC)

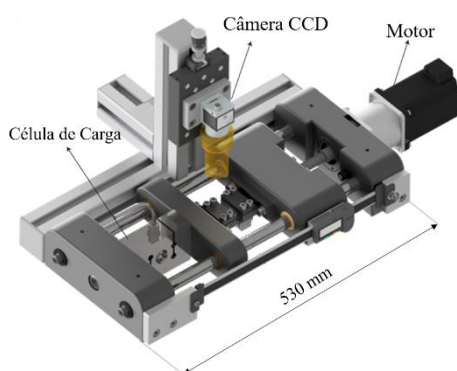


Figura 1. Constituição do Mini Sample Tester Device - MSTD

## 1. INTRODUÇÃO

Alguns materiais, quando solicitados ciclicamente, apresentam um comportamento dissemelhante em comparação com o seu comportamento só à tração ou só à compressão. Assim, é fulcral o conhecimento do comportamento dos materiais através de ensaios mecânicos específicos para este tipo de solicitações para uma correta caracterização e consequente aperfeiçoamento com maior rigor dos resultados numéricos referentes aos processos de conformação plástica de chapa metálica.



## 2. DESCRIÇÃO

O equipamento desenvolvido - Mini Sample Tester Device (MSTD), Figura 1, permite a realização de ensaios de tração, compressão e cíclicos em provetes metálicos miniaturizados numa escala meso – secção uniforme 2x2 mm. O layout do MSTD permite que todos os componentes estejam num mesmo plano comum, o que se revela vantajoso para o alinhamento preciso do provete durante o ensaio. Assim, minimiza-se o aparecimento de momentos fletores indesejáveis, sobretudo em compressão, aspeto essencial para evitar a encurvadura do provete.

Constata-se pela análise gráfica, Figura 2, que o aço DP500 ( $t=0.8\text{mm}$ ) apresenta um efeito de *Bauschinger* evidente uma vez que sempre que é feito um ciclo de descarga a tensão de cedência atingida sofre uma redução em relação ao valor da sollicitação em sentido contrário.

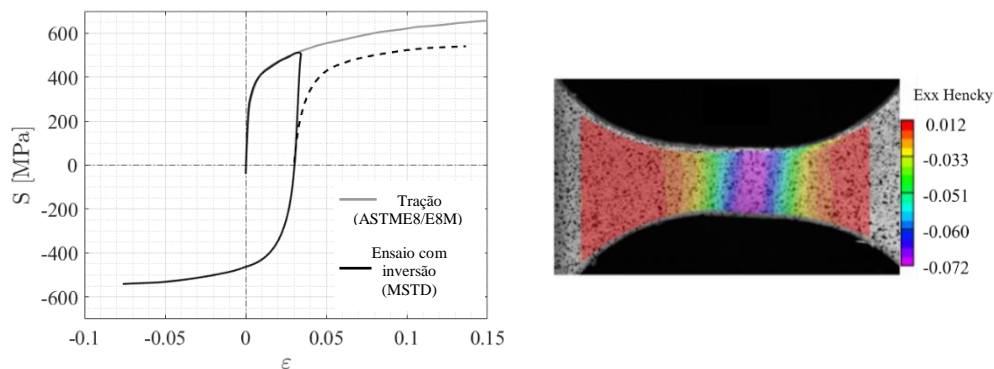


Figura 2. Curva tensão-extensão real obtida para o DP500 e a distribuição da extensão ao longo da área de interesse do provete quando solicitado à compressão.

## 3. CONCLUSÕES

O equipamento experimental, designado por MSTD - *Mini Sample Tester Device*, permite o ensaio de provetes na escala meso, tendo como principal vantagem a supressão do fenómeno de encurvadura em sollicitações compressivas. Os testes cíclicos preliminares realizados no equipamento, para validação da solução MSTD, evidenciaram resultados satisfatórios em tração e compressão, o que confirma a sua aplicabilidade em ensaios mecânicos uniaxiais com inversão de sentido

## 4. AGRADECIMENTOS

Ao Engenheiro José Bessa Pacheco agradece-se e destaca-se a partilha de conhecimentos e a sua participação nas fases de desenvolvimento do projeto e construção do equipamento. Os autores agradecem o financiamento no âmbito dos projetos POCI-01-0145-FEDER-031243, POCI-01-0145-FEDER-030592, POCI-01-0145-FEDER-032466, NORTE-01-0145-FEDER-032419, cofinanciados pelo Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (Compete2020) e Regional do Norte (NORTE2020), através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER) e pela Fundação para a Ciência e Tecnologia através da sua componente do Orçamento de Estado. O terceiro autor está também grato à FCT pela bolsa de doutoramento SFRH/BD/146083/2019 ao abrigo do programa POCH, co-financiado pelo Fundo Social Europeu (FSE) e pelos Fundos Nacionais Portugueses do MCTES.

## 5. REFERÊNCIAS

- M. Tritschler, A. Butz, D. Helm, G. Falkinger, J. Kiese, *Int J Mater Form*, 7, 259–273 (2014).
- D. J. Cruz, “Ensaio mecânicos de tração-compressão em provetes metálicos miniaturizados - Desenvolvimento de um equipamento especializado”, Tese de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), 2019.

## RESISTÊNCIA MECÂNICA DE ELEMENTOS EM AÇO INOXIDÁVEL A TEMPERATURAS ELEVADAS

Nuno Lopes <sup>1</sup>, Flávio Arrais <sup>2</sup>, Paulo Vila Real <sup>3</sup>, Matheus Alves <sup>4</sup>, Luís Mesquita <sup>5</sup> & Paulo Piloto <sup>6</sup>

<sup>1</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [nuno.lobes@ua.pt](mailto:nuno.lobes@ua.pt)

<sup>2</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [arrais.f@ua.pt](mailto:arrais.f@ua.pt)

<sup>3</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [pvreal@ua.pt](mailto:pvreal@ua.pt)

<sup>4</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, [matheusa@alunos.utfpr.edu.br](mailto:matheusa@alunos.utfpr.edu.br)

<sup>5</sup> ISE, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, [lmesquita@ipb.pt](mailto:lmesquita@ipb.pt)

<sup>6</sup> LAETA - INEGI, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, [ppiloto@ipb.pt](mailto:ppiloto@ipb.pt)



### RESUMO

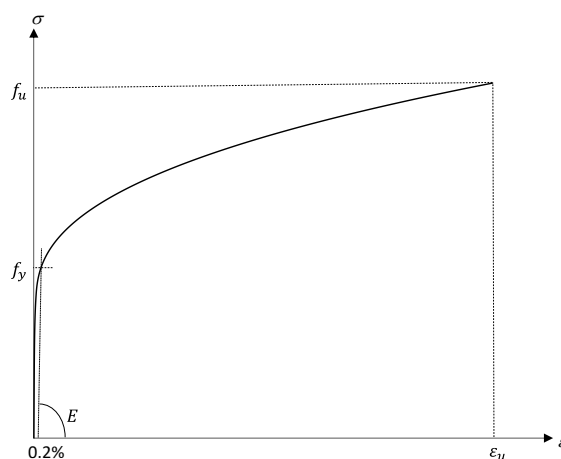
O presente artigo apresenta um estudo experimental sobre a caracterização mecânica do aço inoxidável austenítico 1.4301, à temperatura normal e a altas temperaturas. As leis constitutivas obtidas por ensaios à tração são comparadas com as preconizadas no Eurocódigo 3 (EC3), cujos respetivos modelos materiais foram recentemente sujeitos a propostas de alteração, necessitando ainda de completa validação. Por fim analisa-se a influência da aplicação das diferentes leis constitutivas na modelação numérica de vigas com secções retangulares ocas (RHS) e na respetiva resistência ao fogo.

Palavras-chave: Resistência mecânica / temperaturas elevadas / aço inoxidável

## 1 INTRODUÇÃO

A utilização do aço inoxidável no setor da construção para fins estruturais tem aumentado nos últimos anos. Apesar do seu elevado custo inicial, o aço inoxidável possui qualidades importantes para algumas aplicações, de que são exemplo a superior resistência à corrosão, aparência estética, facilidade de manutenção, durabilidade e o melhor comportamento a altas temperaturas, quando comparado com o convencional aço carbono (Baddoo, 2008; Gardner, 2005). A menor redução das propriedades mecânicas e superior ductilidade a altas temperaturas, que é analisada neste artigo para alguns casos de estudo, resultam numa maior resistência ao fogo das estruturas em aço inoxidável. O desenvolvimento das regras de cálculo para elementos estruturais em aço tem sido muitas vezes concretizado com estudos numéricos, devido à maior facilidade de parametrização dos casos de estudo, sendo a caracterização mecânica dos materiais determinante para a validação dos modelos. O conhecimento do comportamento estrutural do aço inoxidável em situação de incêndio ainda carece de desenvolvimento, tendo sido recentemente propostas para inclusão na nova geração do EC3 (CEN, 2021b) novas regras de cálculo ao fogo que incluem um novo modelo de relação tensão-extensão a altas temperaturas (Liang, 2019).

As ligas de aço inoxidável são caracterizadas por uma relação tensão-extensão não linear com um endurecimento significativo. Não existe patamar de cedência, sendo a tensão de cedência considerada em cálculo como a tensão limite de proporcionalidade a 0.2% (Fig. 1).



**Fig. 1 - Relação tensão-extensão do aço inoxidável.**

Os aços inoxidáveis mais comuns na construção são os austeníticos, que fornecem uma boa combinação entre a resistência à corrosão e as propriedades de conformação e fabricação. Com vista a uma melhor compreensão da caracterização mecânica do aço inoxidável em

situação de incêndio, são apresentados e discutido, os resultados de uma campanha experimental a provetes da classe austenítica 1.4301 (também conhecida por 304) a 500 °C, 600 °C e 700 °C, que é apresentada neste artigo. Foi estudado também o seu comportamento a 20 °C. A caracterização do material foi realizada através de ensaios de tração seguindo as normas NP EN 10002-1 (CEN, 2006) e ISO 6892-2 (ISO, 2018), com os provetes maquinados a partir de perfis de secção retangular oca (RHS).

Os resultados experimentais obtidos à temperatura normal são comparados com as leis constitutivas da versão em vigor da Parte 1-4 do EC3 (CEN, 2006) e a Parte 1-14 da nova geração do EC3 (CEN, 2021a). A caracterização mecânica a temperaturas elevadas é analisada com as prescrições da Parte 1-2 do EC3 em vigor (CEN, 2005a) e da proposta de nova geração da mesma parte dedicada ao projeto em situação de incêndio (CEN, 2021b). Por fim, aplicando as diferentes relações tensão-extensão obtidas experimentalmente e propostas nas normas, são modeladas numericamente vigas simplesmente apoiadas em secção RHS, com o objetivo de melhor compreender a influência da caracterização mecânica do aço inoxidável na resistência ao fogo de estruturas. Foram realizadas simulações numéricas a vigas, sujeitas à flexão em três pontos, para 20 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C, utilizando um modelo com elementos finitos de casca com o programa ANSYS (ANSYS, 2020), com incremento de deslocamento. Foi utilizado o elemento SHELL181 com comportamento linear que possui quatro nós e seis graus de liberdade por nó. Observou-se uma correlação relativamente próxima entre os modelos com as diferentes leis.

## 2 MODELOS ANALÍTICOS PARA AS LEIS CONSTITUTIVAS DO AÇO INOXIDÁVEL

### 2.1 Modelos à temperatura normal

A Parte 1-4 do EC3 em vigor (CEN, 2006) propõe a utilização de uma relação tensão - extensão do aço inoxidável à temperatura normal, baseada no modelo Ramberg-Osgood de duas fases (Ramberg e Osgood, 1943; Hill, 1944; Mirambell e Real, 2000; Rasmussen, 2003; Gardner e Ashraf, 2006), de acordo com a seguinte relação:

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left( \frac{\sigma}{f_y} \right)^n & \text{para } \sigma \leq f_y \\ 0.002 + \frac{f_y}{E} + \frac{\sigma - f_y}{E_y} + \varepsilon_u \left( \frac{\sigma - f_y}{f_u - f_y} \right)^m & \text{para } f_y \leq \sigma \leq f_u \end{cases} \quad (1)$$

onde  $E_y = \frac{E}{1 + 0.002nE/f_y}$ ;  $\varepsilon_u = 1 - \frac{f_y}{f_u}$  com  $\varepsilon_u \leq A$ ; e  $m = 1 + 3.5 \frac{f_y}{f_u}$

Sendo  $f_y$  a tensão limite de proporcionalidade a 0.2%;  $f_u$  a tensão última;  $E$  o módulo de elasticidade;  $n$  parâmetro que toma o valor de 6, considerando tensões longitudinais para aços austeníticos; e  $A$  o alongamento após rotura obtido da EN10088 (CEN, 2005b).

A nova geração do EC3 terá uma nova parte para a modelação numérica de estruturas em aço (CEN, 2021a). Esta Parte designada de 1-14 (prEN1993-1-14:2021) incluirá as leis constitutivas à temperatura normal dos aços, onde se inclui a lei proposta para elementos em aço inoxidável. Esta nova Parte mantém o mesmo modelo Ramberg-Osgood de duas fases (eq. 1), mas propõe a utilização de valores ligeiramente diferentes para os parâmetros  $m$  e  $n$ .  $n$  é considerado igual a 7 para aços austeníticos e  $m$  é dado pela equação  $m = 1 + 2.8 \frac{f_y}{f_u}$ .

## 2.2 Modelos a temperaturas elevadas

A temperaturas elevadas, a relação tensão-extensão do aço inoxidável é determinada de acordo com a Parte 1-2 do EC3 (CEN, 2005b; Zhao, 2002), através das seguintes expressões:

$$\sigma = \begin{cases} \frac{E_{a,\theta}\varepsilon}{1+a\varepsilon^b} & \text{para } \varepsilon \leq \varepsilon_{c,\theta} \\ f_{p0.2,\theta} - e + (d/c)\sqrt{c^2 - (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon)^2} & \text{para } \varepsilon_{c,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{u,\theta} \end{cases} \quad (2)$$

onde  $\varepsilon_{c,\theta} = f_{0.2p,\theta}/E_{a,\theta} + 0.002$  e as funções  $a$ ,  $b$ ,  $c$ ,  $d$  e  $e$  são dadas na Tabela 1.

**Tabela 1 – Funções para cálculo da lei constitutiva de acordo com a EN1993-1-2:2005.**

$a = \frac{E_{a,\theta}\varepsilon_{c,\theta} - f_{0.2p,\theta}}{f_{0.2p,\theta}\varepsilon_{c,\theta}^b}$	$b = \frac{(1 - E_{ct,\theta}\varepsilon_{c,\theta}/f_{0.2p,\theta})E_{a,\theta}\varepsilon_{c,\theta}}{(E_{a,\theta}\varepsilon_{c,\theta}/f_{0.2p,\theta} - 1)f_{0.2p,\theta}}$	$e^2 = \frac{(f_{u,\theta} - f_{0.2p,\theta})^2}{(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta})E_{ct,\theta} - 2(f_{u,\theta} - f_{0.2p,\theta})}$
$c^2 = (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta})\left(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta} + \frac{e}{E_{ct,\theta}}\right)$		$d^2 = e(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{c,\theta})E_{ct,\theta} + e^2$

Sendo  $f_{0.2p,\theta}$  a tensão limite de proporcionalidade a 0.2%,  $f_{u,\theta}$  a tensão última,  $E_{\theta}$  o módulo de elasticidade e  $\varepsilon_{u,\theta}$  a extensão última, à temperatura  $\theta$ .

Assim como no aço carbono, as propriedades mecânicas do aço inoxidável, quando submetido a altas temperaturas, sofrem reduções significativas. A Tabela 2 apresenta os fatores de redução das propriedades mecânicas e a extensão última do aço 1.4301 para as temperaturas analisadas neste trabalho, de acordo com a EN1993-1-2:2005.

A nova geração da Parte 1-2 do EC3 (prEN1993-1-2:2021), ainda em desenvolvimento, propõe um novo modelo baseado na formulação Ramberg-Osgood de duas fases (Liang, 2019), similar ao realizado à temperatura normal, que se descreve de seguida.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E_{a,\theta}} + 0.002 \left( \frac{\sigma}{f_{p0.2,\theta}} \right)^{n_\theta} & \text{para } \sigma \leq f_{p0.2,\theta} \\ \frac{\sigma - f_{p0.2,\theta}}{E_{p0.2,\theta}} + \left( \varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{p0.2,\theta} - \frac{f_{u,\theta} - f_{p0.2,\theta}}{E_{p0.2,\theta}} \right) \left( \frac{\sigma - f_{p0.2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{p0.2,\theta}} \right)^{m_\theta} + \varepsilon_{p0.2,\theta} & \text{para } f_{p0.2,\theta} \leq \sigma \leq f_{u,\theta} \end{cases} \quad (3)$$

onde:

$$E_{p0.2,\theta} = \frac{E_{a,\theta}}{1 + 0.002n_\theta \frac{E_{a,\theta}}{f_{p0.2,\theta}}} \quad \text{e} \quad \varepsilon_{u,\theta} = 1 - \frac{f_{2,\theta}}{f_{u,\theta}} \quad \text{com } 0.02 \leq \varepsilon_{u,\theta} \leq \varepsilon_u \quad (4)$$

$$m_\theta = \frac{\ln \left( \frac{0.02 - \varepsilon_{p0.2,\theta} - \left[ \frac{f_{2,\theta} - f_{p0.2,\theta}}{E_{p0.2,\theta}} \right]}{\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{p0.2,\theta} - \left[ \frac{f_{u,\theta} - f_{p0.2,\theta}}{E_{p0.2,\theta}} \right]} \right)}{\ln \left( \frac{f_{2,\theta} - f_{p0.2,\theta}}{f_{u,\theta} - f_{p0.2,\theta}} \right)} \quad \text{com } 1.5 \leq m_\theta \leq 5 \quad (5)$$

Sendo  $\varepsilon_{0.2p,\theta}$  a extensão total correspondente a  $f_{p0.2,\theta}$ ;  $f_{2,\theta}$  a tensão correspondente a uma extensão total de 2% à temperatura  $\theta$ ; e  $n_\theta$  toma o valor de 7 para aços austeníticos. A Tabela 3 apresenta os fatores de redução das propriedades mecânicas (CEN, 2021b).

**Tabela 2 – Parâmetros para o aço inoxidável de acordo com a EN1993-1-2:2005.**

Temperatura (°C)	$k_{E,\theta} = \frac{E_{a,\theta}}{E_a}$	$k_{0.2p,\theta} = \frac{f_{0.2p,\theta}}{f_y}$	$k_{u,\theta} = \frac{f_{u,\theta}}{f_u}$	$k_{Ect,\theta} = \frac{E_{ct,\theta}}{E_a}$	$\varepsilon_u$
500	0.8	0.54	0.67	0.02	0.4
600	0.76	0.49	0.58	0.02	0.35
700	0.71	0.4	0.43	0.02	0.3

**Tabela 3 – Fatores de redução para o aço inoxidável de acordo com o prEN1993-1-2:2021.**

Temperatura (°C)	$k_{E,\theta} = \frac{E_{a,\theta}}{E_a}$	$k_{0.2p,\theta} = \frac{f_{0.2p,\theta}}{f_y}$	$k_{u,\theta} = \frac{f_{u,\theta}}{f_u}$	$k_{2,\theta} = \frac{f_{2,\theta}}{f_y}$
500	0.8	0.5	0.61	0.73
600	0.76	0.46	0.54	0.68
700	0.71	0.38	0.40	0.54

### 3 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DO AÇO INOXIDÁVEL

#### 3.1 Ensaios de tração à temperatura normal

A caracterização do material à temperatura normal foi realizada através de ensaios de tração segundo a NP EN 10002-1 (CEN, 2006), com provetes planos maquinados a partir de perfis de secção RHS (100x150 mm) com espessura nominal de 5 mm, Fig. 2a. Para a realização dos ensaios foi utilizada uma máquina de ensaios universal INSTRON 4485, com velocidade de deslocamento de 1.35 mm/min, Fig. 2b.



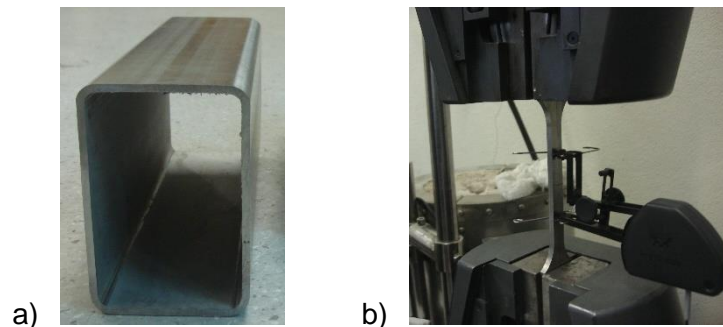


Fig. 2 – “Setup” dos ensaios de tração a temperatura normal

### 3.2 Ensaio de tração a temperaturas elevadas

A caracterização do material a temperaturas elevadas foi realizada através de ensaios de tração (EN ISO 6892-2), com os provetes maquinados a partir de perfis de secção RHS, Fig. 2a). O extensómetro mecânico atuou fora do forno até ao nível de 10%, conforme se representa na Fig. 3. A amostra foi inicialmente aquecida para que o ensaio seja efetuado em regime estacionário. Foi utilizada uma taxa de aquecimento de 40 °C/min e uma taxa de deslocamento de 1.35 mm/min, depois de ser atingida a temperatura definida para a amostra. O forno possui um controlador PID para seguir a evolução de temperatura do provete, Fig. 3.

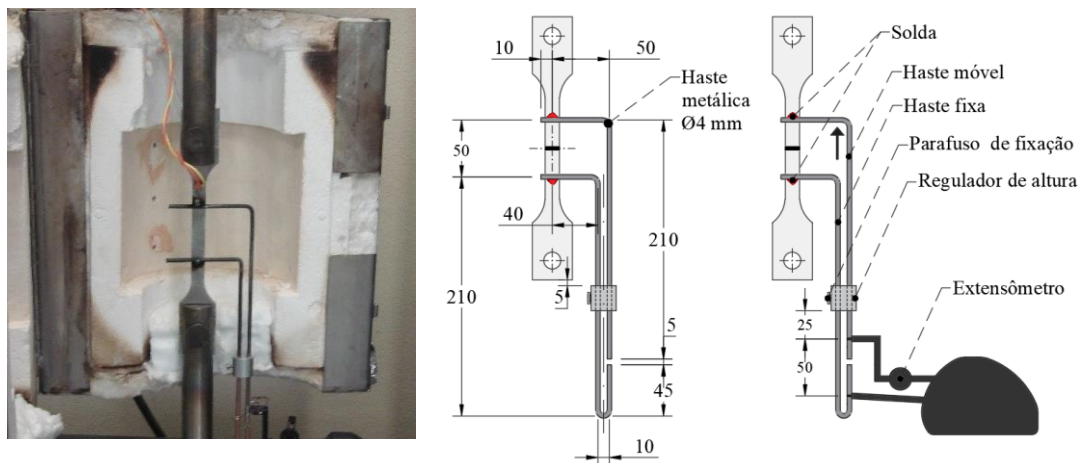


Fig. 3 – Sistema para ensaios de tração a temperaturas elevadas (dimensões em mm).

## 4 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

### 4.1 Análise à temperatura normal

As propriedades materiais obtidas dos ensaios à tração são elencadas nas tabelas 4 e 5.



**Tabela 4 – Parâmetros obtidos dos ensaios de tração à temperatura normal (1/2).**

Provete	Área da secção transversal (mm <sup>2</sup> )	Módulo de Elasticidade Ea (GPa)	Força máxima Fm (kN)	Tensão última Rm (MPa)	Tensão limite proporcionalidade Rp0.2 (MPa)	Extensão máxima
TTA-1	61.15	219.38	42.04	687.47	383.32	49.88
TTA-2	60.63	191.02	43.62	719.51	372.32	53.08
TTA-3	59.14	204.13	43.89	742.17	401.83	53.34
Média		204.84	43.19	716.38	385.82	52.10
Desvio padrão		14.19	1.00	27.49	14.91	1.93

**Tabela 5 – Parâmetros obtidos dos ensaios de tração à temperatura normal (2/2).**

Provete	Extensão total correspondente a Rp0.2	Rp0.01 (MPa)	Rp0.05 (MPa)	Rp1.0 (MPa)	Extensão total correspondente a Rp1.0	Tensão a 2.0 % de extensão (R2) (MPa)
TTA-1	0.38	266.47	323.10	429.75	1.19	441.98
TTA-2	0.40	105.03	248.68	424.56	1.23	441.04
TTA-3	0.40	306.69	347.55	447.04	1.22	463.02
Média	0.39	226.06	306.44	433.78	1.21	448.68
Desvio padrão	0.01	106.73	51.50	11.77	0.02	12.43

A Fig. 4a) apresenta uma comparação entre as leis constitutivas da versão em vigor da Parte 1-4 do EC3 (CEN, 2006), da proposta incluída na Parte 1-14 da nova geração do EC3 (CEN, 2021a) e dos resultados experimentais obtidos a 20 °C. As leis constitutivas analíticas do EC3 foram obtidas aplicando as propriedades mecânicas medidas experimentalmente (Tabela 4) nas respetivas formulações. Observa-se que tanto as leis do EC3 como as relações tensão-extensão obtidas experimentalmente apresentam comportamentos muito próximos entre si.

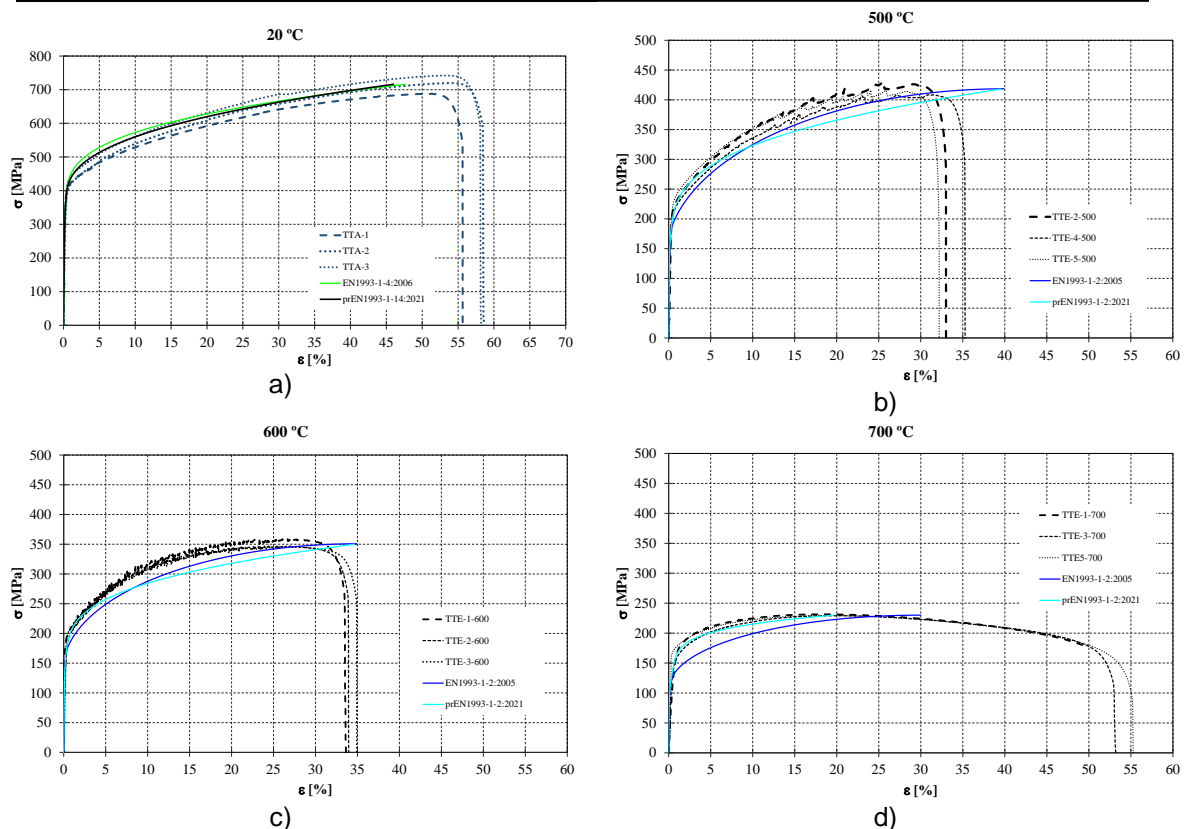
#### 4.2 Análise a temperaturas elevadas

A tabelas 6 apresenta as propriedades mecânicas obtidas dos ensaios experimentais à tração a 500 °C (TTE-i-500), 600 °C (TTE-i-600) e 700 °C (TTE-i-700), respetivamente.

As comparações entre as leis constitutivas do EC3 e as relações tensão-extensão obtidas experimentalmente a altas temperaturas são representadas na Fig. 4. As leis EC3 foram obtidas aplicando as propriedades mecânicas medidas experimentalmente (Tabela 6). Devido a dificuldade de medição do módulo de elasticidade a temperaturas elevadas consideraram-se os respetivos fatores de redução do EC3, que são iguais em ambas as versões EN1993-1-2:3005 e prEN1993-1-2:2021. É possível observar que as leis propostas na nova geração do EC3 apresentam relações mais próximas dos resultados obtidos dos ensaios experimentais, principalmente para menores valores de extensão.

**Tabela 6 – Parâmetros obtidos dos ensaios de tração a altas temperaturas.**

Provete	Área da secção transversal (MPa)	Força máxima Fm (kN)	Tensão última Rm (MPa)	Tensão limite proporcionalidade Rp0.2 (MPa)	Tensão a 2.0 % de extensão (R2) (MPa)
TTE-2-500	60.00	25.84	430.60	179.95	252.08
TTE-4-500	62.50	25.54	408.56	180.66	243.10
TTE-5-500	60.38	25.14	416.31	191.71	261.60
Média		25.50	418.49	184.11	252.26
Desvio padrão		0.35	11.18	6.59	9.25
TTE-1-600	60.00	21.53	358.83	190.25	229.70
TTE-2-600	60.63	21.04	346.99	149.05	224.59
TTE-3-600	60.63	21.01	346.62	171.63	229.46
Média		21.19	350.81	170.31	227.92
Desvio padrão		0.29	6.95	20.63	2.88
TTE-1-700	60.38	13.98	231.46	87.32	188.15
TTE-3-700	60.24	13.80	229.15	113.46	177.09
TTE-5-700	60.00	13.77	229.43	164.38	189.08
Média		13.85	230.01	121.72	184.78
Desvio padrão		0.11	1.26	39.19	6.67


**Fig. 4 – Leis constitutivas obtidas: a) temperatura normal; b) 500 °C; c) 600 °C; d) 700 °C.**

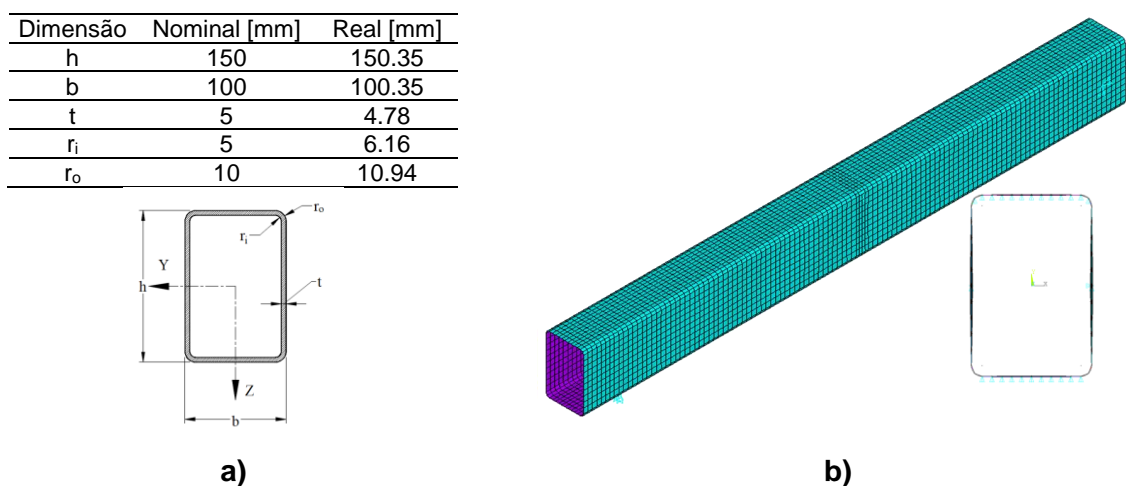
## 5 SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE VIGAS DE SECÇÃO RETANGULAR OCA

### 5.1 Modelo Numérico

O modelo numérico é baseado no método dos elementos finitos utilizando o software Ansys APDL (ANSYS, 2020). A superfície média da secção SHS150x100x5 é modelada através do elemento finito do tipo casca SHELL181, de quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó, deslocamentos e rotações segundo os eixos X, Y e Z, adequado para a análise de cascas finas a moderadamente espessas no regime linear em não linear de grandes deformações, incluindo o comportamento plástico do material.

Os modelos com não linearidade geométrica e material, consideram as leis de comportamento do material apresentadas na secção 2, nas versões atuais do Eurocódigo e as propostas na nova geração, baseadas nas propriedades do material determinadas experimentalmente. São consideradas as imperfeições geométricas locais com amplitude correspondente a 80% das tolerâncias geométricas de fabrico e baseadas no primeiro modo de instabilidade local de encurvadura determinado por análise linear elástica de encurvadura.

A viga, com a secção reta apresentada na figura 7, é solicitada por flexão em três pontos, considerando um apoio biarticulado e um apoio simples restringindo o deslocamento normal de todos os nós do banzo inferior da secção, com um comprimento total de 1.37 [m] e um comprimento de flexão de 1.21 [m].

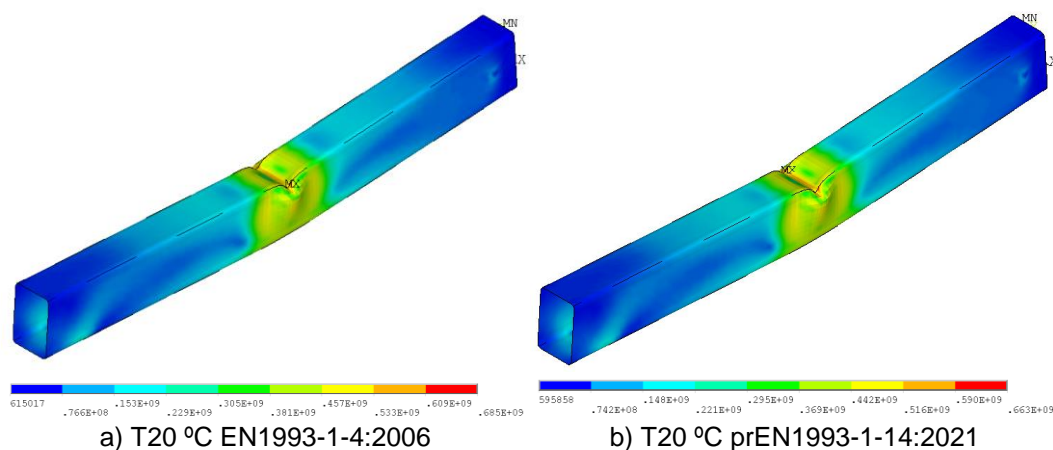


**Fig. 7 – a) Dimensões da secção transversal. b) Modelo numérico de elementos finitos.**

A solução é baseada no método de Newton-Raphson, com deslocamento incremental e iterativo no banzo superior da secção central, com um incremento mínimo de  $10^{-6}$ [m].

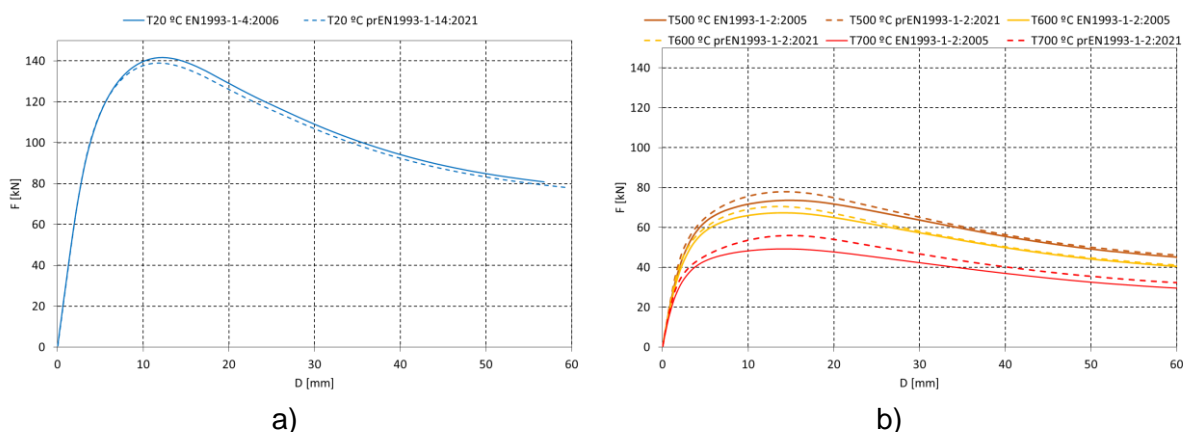
## 5.2 Comportamento à temperatura normal

A imposição de um deslocamento incremental no banzo superior a meio vão da secção tubular origina um fenómeno de instabilidade localizada nos banzos da secção, conforme é apresentado na figura 8. Esta figura representa a distribuição das tensões equivalentes de von Mises no último incremento de deslocamento em que se verifica a condição de equilíbrio do elemento, considerando as duas leis do material à temperatura ambiente



**Fig. 8 – Exemplos de distribuição da tensão equivalente de von Mises.**

A imposição do deslocamento a meio vão do elemento permite obter, de forma indireta através da obtenção da força de reação dos apoios, a curva força (F) versus deslocamento transversal (D) a meio vão, e assim determinar a capacidade máxima resistente da viga. O resultado das duas simulações realizadas à temperatura ambiente é apresentado na figura 9 a). Verifica-se uma aproximação do comportamento com os dois modelos de material analisados.



**Fig. 9 – Resultados numéricos. a) Temperatura normal. b) Temperaturas elevadas.**

Os valores da carga máxima resistente da viga à temperatura ambiente são apresentados na Tabela 7, sendo de 141,68 [kN] e 138,81 [kN], quando são utilizadas as curvas do

comportamento do material da EN1993-1-4:2006 e da prEN1993-1-14:2021, respetivamente. Verifica-se uma redução de 2% da carga máxima resistente.

**Tabela 7 – Carga máxima das vigas à temperatura normal e temperaturas elevadas (kN).**

	T=20 °C	T=500 °C	T=600 °C	T=700 °C
Atual Regulam. (EN1993-1-4:2006 e EN1993-1-2:2005)	141.68	73.62	67.36	49.26
Nova Geração (prEN1993-1-14:2021 e prEN1993-1-2:2021)	138.81	77.97	70.62	55.96
Diferença (%)	-2,0%	5,6%	4,6%	12,0%

### 5.3 Comportamento a altas temperaturas

As simulações às temperaturas de 500 °C, 600 °C e 700 °C são realizadas em regime estacionário, considerando uma temperatura constante e uniforme em todo o modelo seguida da solicitação da ação mecânica até ao colapso da viga. Foi aplicado um deslocamento incremental no banzo superior a meio vão, à semelhança da secção anterior.

As curvas força versus deslocamento das simulações, apresentadas na figura 9b), mostram um aumento da capacidade resistente quando se altera a curva do comportamento do material da atual regulamentação para a proposta na nova geração dos Eurocódigos, em todas as temperaturas consideradas. Os valores da capacidade de carga máxima são apresentados na Tabela 7. Verifica-se um aumento de 5.6%, 4.5% e 12% da capacidade de carga para as temperaturas de 500 °C, 600 °C e 700 °C, respetivamente.

## 6 CONCLUSÕES

Um estudo experimental sobre a caracterização mecânica do aço inoxidável 1.4301, à temperatura normal e a altas temperaturas, foi apresentado. As leis constitutivas obtidas em ensaios à tração foram comparadas com as incluídas na Parte 1-4 e na futura Parte 1-14 do EC3 correspondentes à temperatura normal, e na Parte 1-2 do mesmo Eurocódigo para o dimensionamento em situação de incêndio, cujos modelos materiais preconizados foram recentemente sujeitos a propostas de alteração. Aplicando as diferentes leis constitutivas na modelação numérica de vigas com secções RHS, verificou-se que o comportamento à flexão destes elementos é semelhante, verificando-se uma ligeira redução da capacidade de carga à temperatura ambiente e um aumento da capacidade de carga a temperaturas elevadas que varia com a temperatura.



## AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi realizado no âmbito do projeto “StaSteFi - Dimensionamento ao fogo de elementos estruturais em aço inoxidável”, PTDC/ECI-EGC/30655/2017, Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (COMPETE 2020) componente FEDER e Fundação para a Ciência e a Tecnologia.

## REFERÊNCIAS

- Ansys Mechanical APDL. (2020), Academic Research Mechanical, Release 2020-R2, Help System, ANSYS, Inc.
- Baddoo, N. (2008), “Stainless steel in construction: A review of research, applications, challenges and opportunities”, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 64/11, pp. 1199-1206.
- CEN, European Committee for Standardisation. (2005), “EN 1993-1-2:2005, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–2: General rules – Structural fire design”, Brussels, Belgium.
- CEN, European Committee for Standardisation. (2005b), “EN 10088-2:2005, Stainless steels – Part 2: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for general purposes”, Brussels, Belgium.
- CEN, European Committee for Standardisation. (2006), “EN 1993-1-4:2006, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–4: General rules – Supplementary rules for stainless steels”, Brussels, Belgium.
- CEN, European Committee for Standardisation. (2021a), “prEN 1993–1–14:2021, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–14: Design assisted by finite element analysis”, Brussels, Belgium.
- CEN, European Committee for Standardisation. (2021b), “prEN 1993–1–2:2021, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–2: General rules – Structural fire design”, Brussels, Belgium.
- Gardner, L. (2005), “The use of stainless steel in structures”, *Progress in Structural Engineering and Materials*, John Wiley & Sons, Ltd, Vol. 7, pp. 45–55.
- Gardner, L. e Ashraf, M. (2006) *Structural design for non-linear metallic materials*, *Engineering Structures*, 5, Vol. 28, No. 6, pp. 926-934.
- Hill, H. N. (1944) “Determination of stress-strain relations from “offset” yield strength values”, Technical Note No. 927. Washington, D. C., USA: National Advisory Committee for Aeronautics.
- IPQ, Instituto Português da Qualidade. (2006), “NP EN 10002-1: 2006, Materiais Metálicos. Ensaios de Tração – Parte 1 – Método de Ensaio à Temperatura Ambiente”, Bruxelas, Bélgica.
- ISO, International Organisation for Standardization. (2018), “ISO 6892-2: 2018, Metallic Materials. Tensile Testing – Part 2 – Method of Test at Elevated Temperature”, Geneva, Switzerland.
- Liang, Y., Manninen, T., Zhao, O., Walport, F., Gardner, L. (2019). “Elevated temperature material properties of a new high-chromium austenitic stainless steel”, *Journal of Constructional Steel Research*, 152, p. 261–273.
- Mirambell, E. e Real, E. (2000) “On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: an experimental and numerical investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, 4, Vol. 54, No. 1, pp. 109-133.
- Ramberg, W., Osgood, W. R. (1943) “Description of stress-strain curves by three parameters”. Technical Note No. 902. Washington, D. C., USA: National Advisory Committee for Aeronautics.
- Rasmussen, K.J.R. (2003) “Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys”. *Journal of Constructional Steel Research*, 1, Vol. 28, No. 6, pp. 926-934.
- Zhao, B. 2002. “Évaluation de la résistance au feu des éléments structuraux en acier inoxydable” (in French), *Construction Métallique*, CTICM, Vol. 4.

# RESISTÊNCIA MECÂNICA DE ELEMENTOS EM AÇO INOXIDÁVEL A TEMPERATURAS ELEVADAS

Nuno Lopes <sup>1</sup>, Flávio Arrais <sup>2</sup>, Paulo Vila Real <sup>3</sup>, Matheus Alves <sup>4</sup>, Luís Mesquita <sup>5</sup> & Paulo Piloto <sup>6</sup>

<sup>1</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [nuno.lopez@ua.pt](mailto:nuno.lopez@ua.pt)

<sup>2</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [arrais.f@ua.pt](mailto:arrais.f@ua.pt)

<sup>3</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [pvreal@ua.pt](mailto:pvreal@ua.pt)

<sup>4</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, [matheusa@alunos.utfpr.edu.br](mailto:matheusa@alunos.utfpr.edu.br)

<sup>5</sup> ISISE, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, [lmesquita@ipb.pt](mailto:lmesquita@ipb.pt)

<sup>6</sup> LAETA - INEGI, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, [ppiloto@ipb.pt](mailto:ppiloto@ipb.pt)

## RESUMO

Apresenta-se um estudo experimental sobre a caracterização mecânica do aço inoxidável 1.4301, à temperatura normal e a altas temperaturas. As leis constitutivas obtidas são comparadas com as preconizadas no Eurocódigo 3 (EC3), cujos modelos materiais foram recentemente sujeitos a propostas de alteração. Por fim analisa-se a influência das diferentes leis constitutivas na modelação numérica de vigas com secções retangulares ocas (RHS).

Palavras-chave: Resistência mecânica / temperaturas elevadas / aço inoxidável

## 1. INTRODUÇÃO

Com vista à determinação da resistência ao fogo de estruturas em aço inoxidável, a Parte 1-2 do EC3 propõe a adoção de um modelo material (CEN, 2005) que foi recentemente objeto de proposta de alteração (Liang, 2019). Para uma melhor compreensão desta caracterização, realizou-se uma campanha experimental de ensaios à tração a provetes em aço inoxidável 1.4301 a 20 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C. Aplicando as referidas relações tensão-extensão, são modeladas numericamente vigas simplesmente apoiadas em secção RHS.

## 2. CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DO AÇO INOXIDÁVEL

A caracterização do material foi realizada através de ensaios de tração (NP EN 10002-1, EN ISO 6892-2), com os provetes maquinados a partir de perfis de secção RHS, Fig. 1a). A Fig. 1 b) apresenta uma comparação entre as leis constitutivas das versões em vigor das Partes 1-4 e 1-2 do EC3, das propostas para a Parte 1-14 (CEN, 2020b) e a nova geração da Parte 1-2 (CEN, 2020a), e dos resultados experimentais, considerando os valores médios das tensões de cedência e última dos ensaios para 20 °C e 600 °C.

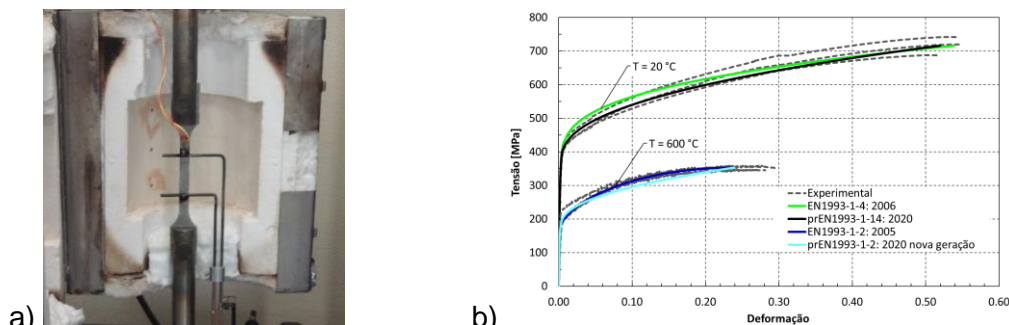


Fig. 1 – a) “Setup” dos ensaios de tração; b) Lei constitutiva do aço inoxidável 1.4301.



### 3. SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE VIGAS DE SECÇÃO RETANGULAR OCA

Com as leis constitutivas referidas, foram realizadas simulações numéricas de vigas, sujeitas à flexão em três pontos, para 20 °C e 600 °C, utilizando um modelo de elementos finitos de casca, Fig. 2 a), com incremento de deslocamento. A comparação dos resultados, aplicando as diferentes leis constitutivas, é apresentada na Fig. 2 b), verificando-se uma correlação relativamente próxima entre os modelos com as diferentes leis.

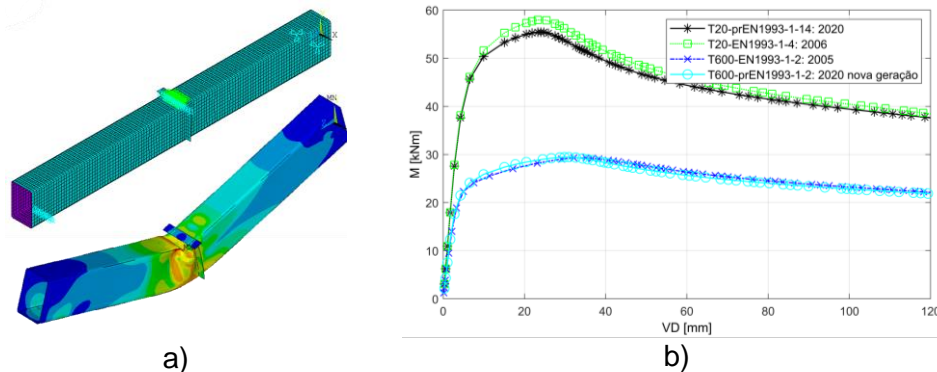


Fig. 2 – a) Modelo de elementos finitos; b) Capacidade resistente à flexão (3 pontos) em função do deslocamento a meio vão (VD).

### 4. CONCLUSÕES

Um estudo experimental sobre a caracterização mecânica do aço inoxidável 1.4301, à temperatura normal e a altas temperaturas, foi apresentado. As leis constitutivas obtidas em ensaios à tração foram comparadas com as incluídas na Parte 1-4 e na futura Parte 1-14 do EC3 correspondentes à temperatura normal, e na Parte 1-2 do mesmo Eurocódigo para o dimensionamento em situação de incêndio, cujos modelos materiais preconizados foram recentemente sujeitos a propostas de alteração. Aplicando as diferentes leis constitutivas na modelação numérica de vigas com secções RHS, verificou-se que o comportamento à flexão destes elementos é semelhante, para as diferentes simulações realizadas a 20 e a 600°C.

### AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi realizado no âmbito do projeto “StaSteFi - Dimensionamento ao fogo de elementos estruturais em aço inoxidável”, PTDC/ECI-EGC/30655/2017, suportado pelo orçamento do POCI Programa Operacional Competitividade e Internacionalização (COMPETE 2020) na sua componente FEDER e pelo orçamento da Fundação para a Ciência e a Tecnologia, I.

### REFERÊNCIAS

- CEN, European Committee for Standardisation. 2005, “EN 1993–1–2:2005, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–2: General rules – Structural fire design”, Brussels, Belgium.
- CEN, European Committee for Standardisation. 2020a, “prEN 1993–1–2:2020, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–2: General rules – Structural fire design”, Brussels, Belgium.
- CEN, European Committee for Standardisation. 2020b, “prEN 1993–1–14:2020, Eurocode 3, Design of Steel Structures – Part 1–14: Design assisted by finite element analysis”, Brussels, Belgium.
- Liang, Y., Manninen, T., Zhao, O., Walport, F., Gardner, L. (2019). Elevated temperature material properties of a new high-chromium austenitic stainless steel, *Journal of Constructional Steel Research*, 152, p. 261–273.

# A IMPORTÂNCIA DOS MUSCULOS ABDUTORES NO ESTUDO DA ARTROPLASTIA DA ANCA – MODELO IN VITRO

Mariana R. Oliveira <sup>1</sup>, Filipe J. Oliveira <sup>2</sup> & António Ramos <sup>3</sup>

<sup>1</sup> CICECO, Dept. Eng. Materiais e Cerâmica, Universidade de Aveiro, Portugal, [marianaroliveira@ua.pt](mailto:marianaroliveira@ua.pt)

<sup>2</sup> CICECO, Dept. Eng. Materiais e Cerâmica, Universidade de Aveiro, Portugal, [filipe@ua.pt](mailto:filipe@ua.pt)

<sup>3</sup> TEMA, Departamento de Mecânica, Universidade de Aveiro, Portugal, [a.amos@ua.pt](mailto:a.amos@ua.pt)

## RESUMO

O objetivo deste trabalho consiste em verificar a influência que os músculos abdutores têm nas deformações que ocorrem na articulação da anca quando sujeito a carga fisiológica. Foi desenvolvido um modelo in vitro total da articulação da anca com prótese *resurfacing* considerando a inclusão ou ausência de músculos abdutores. Realizaram-se ensaios com e sem grupo abductor na articulação, os resultados apresentam uma diminuição das deformações principais aquando da articulação sem considerar os músculos abdutores. Palavras-chave: *resurfacing* / extensometria / deformação / abdutores

## 1. INTRODUÇÃO

A artroplastia da anca é, atualmente, um dos procedimentos mais realizados em ortopedia. Existem vários tipos de artroplastia, sendo que a artroplastia de *resurfacing* da anca (ARA) a menos convencional e menor aplicação (R. Sershon, et al., 2016), mas apresenta várias vantagens, nomeadamente, a possibilidade de realizar atividades físicas de impacto. Um fator controverso é a utilização ou não de grupo muscular de abdutores nos estudos pré-clínicos (L. Cristofolini, et al. 2009). De forma a estudar a influência do grupo muscular abdutores, recorreu-se a extensometria e estruturas ósseas compósitas. A hipótese a considerar é de que o grupo muscular de abdutores deve ser considerado em estudos in vitro pois origina maiores deformações nas estruturas.

## 2. DESCRIÇÃO

O modelo experimental foi desenvolvido com base em estruturas compósitas do osso do íliaco e do fémur esquerdo, modelos do fabricante Sawbones, representadas na figura 1. A carga foi aplicada na zona central do íliaco com valor de 700N com utilização de abdutores e sem abdutores mantendo o íliaco restringido na vertical.

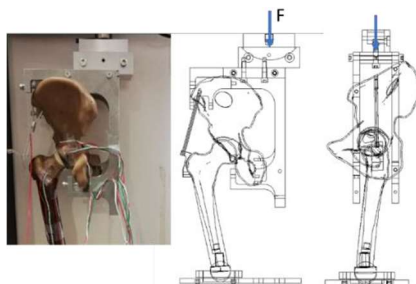
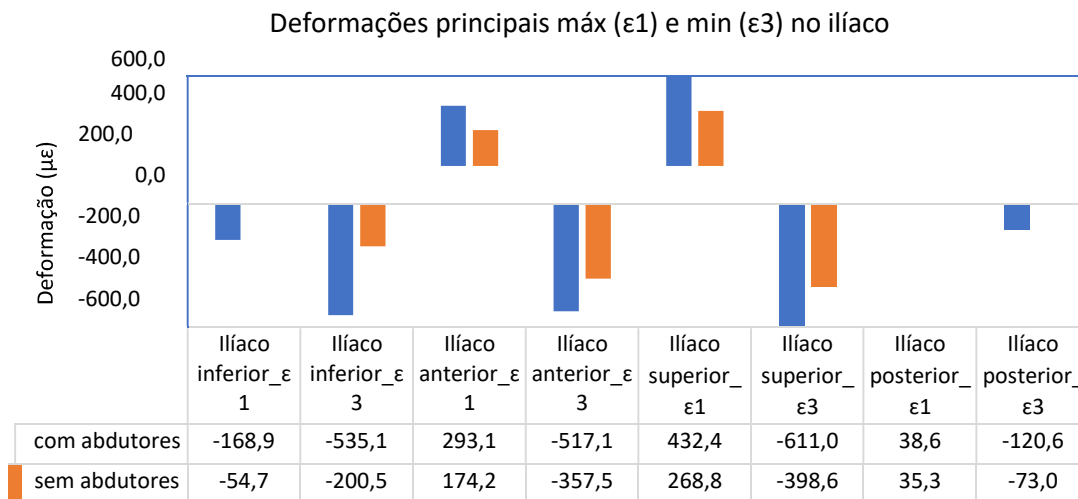


Fig. 1 – a) Sistema de ensaio.

Foram realizadas 5 repetições com aplicação de carga a 1mm/min e estabilização de 30s na carga máxima. Nos modelos foram colocadas rosetas no pescoço do fémur e no osso Íliaco segundo as posições referenciadas na literatura: 4 rosetas no pescoço do fémur (anterior, posterior, lateral, medial), 4 rosetas no acetábulo (anterior, posterior, superior, inferior). Partindo dos valores de deformações obtidos, em cada um dos extensómetros, calculou-se as deformações principais máximas e mínimas, em condições de abdutores e sem abdutores.

### 3. CONCLUSÕES

Através da sua análise de resultados na figura 2 é possível verificar que em todos os casos as deformações principais são inferiores sem abdutores na componente do osso Íliaco, sendo as zonas mais críticas as do Íliaco superior e Íliaco inferior. As deformações principais máximas são de compressão com o máximo de  $-611\mu\epsilon$  com abdutores e  $-398\mu\epsilon$  com ausência abdução. No fémur apresenta comportamento semelhante exceto no extensómetro situado no aspeto lateral.



**Fig. 2 – Deformações principais no íliaco**

Os resultados do presente estudo validam a hipótese formulada, os estudos devem considerar os músculos abdutores, pois apresentam zonas de formação superiores nas estruturas ósseas envolvidas.

### 4. AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi desenvolvido no âmbito do projetos POCI-01-0145-FEDER-032486, UID/EMS/00481/2019, UIDB/50011/2020 & UIDP/50011/2020, apoiado pelo FEDER, através do COMPETE2020 - (POCI), FCT/MCTES.

### REFERÊNCIAS

- R. Sershon, R. Balkissoon, and C. J. D. Valle, "Current indications for hip resurfacing arthroplasty in 2016," *Curr. Rev. Musculoskelet. Med.*, vol. 9, no. 1, pp. 84–92, 2016.
- M. Ganapathi, S. Evans, and P. Roberts, "Strain pattern following surface replacement of the hip," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part H J. Eng. Med.*, vol. 222, no. 1, pp. 13–18, 2008.
- L. Cristofolini, M. Juszczak, F. Taddei, R. E. Field, N. Rushton, and M. Viceconti, "Stress shielding and stress concentration of contemporary epiphyseal hip prostheses," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part H J. Eng. Med.*, vol. 223, no. 1, pp. 27–44, 2009.

## AN ESTIMATION OF THE DAMAGE OF SCALE MODELS OF BREAKWATERS USING THE TIME OF FLIGHT METHOD

### AVALIAÇÃO DO DANO NO MANTO RESISTENTE DE MODELOS DE QUEBRA-MARES UTILIZANDO O MÉTODO TIME OF FLIGHT

*Rute Lemos<sup>1</sup>, Conceição Fortes<sup>1</sup>, Gabriel Silva<sup>1</sup> & Liliana Pinheiro<sup>1</sup>*

<sup>1</sup> LNEC – Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [rlemos@lnec.pt](mailto:rlemos@lnec.pt), [jfortes@lnec.pt](mailto:jfortes@lnec.pt), [lgs@lnec.pt](mailto:lgs@lnec.pt),  
[lpinheiro@lnec.pt](mailto:lpinheiro@lnec.pt)



#### ABSTRACT

The assessment of damage evolution in scale model tests of rubble-mound breakwaters can be achieved by comparing eroded depths and volumes between consecutive surveys.

Aiming to evaluate damage evolution on rubble-mound breakwater, scale model tests were recently conducted on the maritime hydraulic facilities of the National Laboratory for Civil Engineering.

This paper focuses on the use of novel, non-intrusive survey methodologies such as the Time of Flight (ToF) principle technique. In this study, damage evaluation is based on the comparison of point clouds obtained before and after each test series, enabling the calculation of eroded depths and eroded volumes and the estimation of displaced units by using a non-dimensional damage parameter based on the eroded volume.

Keywords: Stability / Breakwater / 3D Surveying / Measuring Techniques

## RESUMO

A avaliação da evolução do dano em ensaios em modelo físico reduzido de quebra-mares de talude pode ser alcançada comparando as profundidades erodidas e os volumes erodidos entre levantamentos consecutivos.

Com o objetivo de avaliar a evolução do dano num quebra-mar de taludes, foram realizados ensaios em modelo físico reduzido no pavilhão de hidráulica marítima do Laboratório Nacional de Engenharia Civil.

Este artigo foca-se no uso de novas metodologias de levantamentos tridimensionais não intrusivas, tais como a técnica baseada no princípio de *Time of Flight* (ToF). Neste estudo, a avaliação do dano é baseada na comparação entre nuvens de pontos antes e depois de cada série de testes, permitindo o cálculo de profundidades e volumes erodidos, bem como a estimativa de blocos removidos, usando um parâmetro adimensional de dano baseado no volume erodido.

Keywords: Estabilidade / Quebra-mar / Levantamento 3D/ Técnicas de Medição

## 1. INTRODUCTION

Due to its extensive coastal zone, Portugal owns a number of relevant maritime structures, being the most common ones breakwaters that protect artificial harbors. Breakwaters are thus protection structures built to create sheltered areas for safe mooring, loading operations, handling of ships, and also to protect harbor facilities, although they may also have other roles such as controlling the sedimentation, by guiding the currents, or protecting water intake structures in thermoelectric plants.

In order to optimize the hydraulic design of such structures, physical scale model tests are often necessary and overtopping and hydraulic stability tests are the most common ones.

The assessment of the damage evolution (in stability tests) during scale model tests of rubble-mound breakwaters is traditionally made by comparing erosion profiles, which are representative of the tested section, and by determining the eroded volume of the tested section between consecutive surveys.

Armour layer damage is then characterized by parameters based either on the number of displaced armour units, as is the Nod parameter (van der Meer, 1988) or in the dimensionless damage parameter,  $S=Ae/D_{n50}^2$  defined by Broderick and Ahrens (1982), where  $Ae$  is the eroded cross-section area around the still water level (SWL) and  $D_{n50}$  is the nominal diameter of the armour units. Melby and Kobayashi (1998) defined the local damage depth,  $e = (z_{before} - z_{after}) \cos \alpha$ , where  $z_{before}$  and  $z_{after}$  are the structure elevation before and after a test run, respectively, and  $\alpha$  is the structure slope (erosion of the profile being positive). They also consider the dimensionless erosion depth, where  $E_{2D}=\max(e)/D_{n50}$ , where  $e$  is averaged over a predefined width of  $mD_{n50}$ , longshore direction. Nevertheless, this measure can only be applied for a 2D flume or in a breakwater trunk. Hofland *et al.* (2014) additionally propose the local damage depth  $E_{3D,m}$ , which includes the circular moving average of the erosion pattern, such that it is applicable to a variety of non-standard two and three-dimensional rubble-mound structures.

With the new measurement techniques, the surface survey of rubble-mound breakwaters can be obtained with sub-millimetre accuracy. The most commonly used high-resolution techniques are terrestrial laser scanning (Rigden and Steward, 2012; Molines *et al.*, 2012; Puente *et al.*, 2014), and stereo photogrammetry (Hofland *et al.*, 2011; Lemos and Santos, 2017).



Despite the great progress achieved in this research area, the survey of large models, composed of artificial armour layer units, remains a challenge, as eroded depth is strongly affected by the gaps between armour units, which can be wrongly computed as erosion.

Hence, further investigation should be made to optimize the post-processing parameters of the information collected during scale model surveys (as the grid step to use while computing volumes and distances). The Kinect® motion sensor is a helpful tool, since it enables real-time 3D modelling of the surveyed scenes without time consuming post-processing reconstruction.

The use of the Kinect® motion sensor for 3D surveys of breakwater scale models has been tested by different authors, in order to facilitate the surveys for damage evolution assessment. Soares *et al.* (2017) tested the use of this device to detect displacements of cubes and tetrapods in two different scale models, based on data acquired by a Kinect®V2. Musumeci *et al.* (2018) conducted investigations on surveys of the submerged part of a breakwater model using a Kinect® sensor, during 2D scale model tests of Accropode armour units.

In the present work, damage evaluation was based on surveys with the Kinect® motion sensor, taking into account the eroded volume over the damaged areas of the model. Lemos *et al.* (2019) has previously tested this damage evaluation approach during a set of tests conducted on a stretch of a rubble-mound breakwater which armour layer was composed of regularly placed Antifer cubes.

The main objectives of the present paper are:

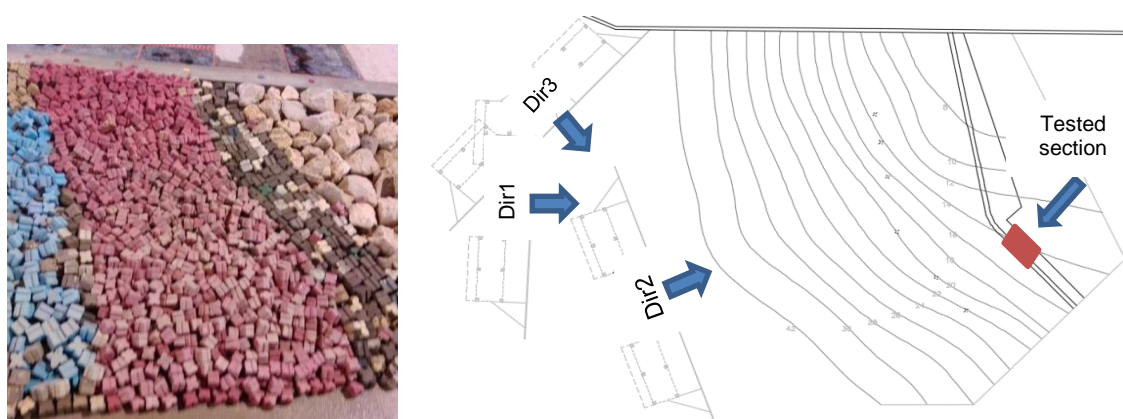
- To evaluate the damage evolution of the armor layer of a scale model of a rubble-mound breakwater. Results of 6 test series are presented in order to compare damage evolution between tests conducted with different wave conditions and with different wave directions.
- To test the ToF methodology with the Kinect® sensor, in order to evaluate the damage evolution based upon the differences of volume found between the initial and final surveys conducted without water in the basin;
- To estimate the number of displaced armor units by using a non-dimensional damage parameter based on the computed eroded volume.

## 2. MATERIALS AND METHODS

### 2.1. The physical scale model

A stretch of a rubble-mound breakwater was built in one of the LNEC's irregular wave tanks, a basin with dimensions 44 m long, 23 m wide, with an operating height of 0.75 m, equipped with two 6.0 m-length irregular wave generators.

The section subject of the present study was a segment of a multi-layer rubble-mound breakwater, consisting of an armour layer composed of 0.141 kg, randomly placed, Antifer cubes with a nominal diameter ( $D_n$ ) of 0.045 m, whose slope is approximately 2:1 and a Porosity around 0.54. Fig. 1 illustrates the tested section in the wave basin. Table 1 presents the test program and the wave conditions used on the experiments.



**Fig. 1 – Tested section and wave directions**

**Table 1 – Test conditions (near the wavemaker)**

Series	Water depth (m)	Test	Test duration (min)	$T_p$ (s)	$H_s$ (m)
1 (Dir1)	0.69	1	22	1.49	0.12
		2	22	1.74	0.14
3 (Dir2)		3	44	1.98	0.15
		4	44	2.23	0.17
5 (Dir3)		5	44	1.49	0.19
		6	44	1.98	0.19
		7	44	2.48	0.23
2 (Dir1)	0.73	1	22	1.49	0.12
		2	22	1.74	0.14
4 (Dir2)		3	44	1.98	0.15
		4	44	2.23	0.17
6 (Dir3)		5	44	1.49	0.19
		6	44	1.98	0.19
		7	44	2.48	0.23

## 2.1. Damage evaluation

To measure the armor layer damage, two different techniques were used: The traditional counting method of rocking and displaced armor units and a methodology based on the use of the Kinect® motion sensor that was placed above the stretch of the breakwater, in order to gather a 3D model the armor layer by conducting three-dimensional surveys at the beginning and at the end of each test series, without water in the tank. Intermediate surveys and counting of the displaced units were conducted with water at the end of each intermediate tests (Table 2), although they were not considered in the present work.

The Kinect sensor used (model: Kinect 2.0) is equipped with a depth sensor composed of an infrared projector and a monochrome CMOS (complimentary metal-oxide semiconductor) sensor which work together to "see" in 3-D regardless of the lighting. It is also equipped with a color VGA video camera, which acquires three color components: red, green and blue. It is called "RGB camera" referring to the color components it detects.

The acquisition of depth values by the Kinect® is determined by the Time of Flight (ToF) method, where the distance between the points of a surface and the sensor is measured by the time of flight of the light signal reflected by the surface. In other words, ToF imaging refers to the process of measuring the depth of a scene by quantifying the changes that an emitted light signal encounters when it bounces back from objects in a scene (Castaneda and Navab, 2011). Fig. 2 illustrates the equipment used to evaluate armor layer damage.



**Fig. 2 – Kinect sensor**

The sensor parameters used in the surveys, were a Voxel volume resolution of 512 for the three coordinated axis x, y and z; 128 Voxel for meter and an acquisition distance between 0.5 m e 8 m.

A topographic survey of the model was conducted to obtain the coordinates of points to be used as ground control points (GCP) to geo-reference the clouds of points resulting from each model survey. Those points (Fig. 3), located on the model crest and also on the tank's concrete floor, were obtained by using a total station.



**Fig. 3 – Ground Control Points used to georeference the clouds of points**

The Kinect clouds of points were post-processed using the tools and algorithms of the open source software *CloudCompare* (Girardeau-Montaut, 2006). Those algorithms enabled to compute the eroded volume by comparing initial and final clouds of points and, based on that volume, estimate a non-dimensional damage parameter ( $S_{3D}$ ) representative of the number of displaced armor units.

The eroded volume computation relied on the gridding process of the cloud(s), by choosing a grid step. This step defines the size of the elementary cells used in the volume computation.

To compute the volume, *CloudCompare* sums the contribution of each cell. This contribution is the volume of the elementary parallelepiped corresponding to the elementary cell area, multiplied by the distance difference between clouds ( $dV = \text{grid step} * \text{grid step} * \text{distance}$ ).

In the present work, after several experiences with grid steps ranging from 1 mm to 10 mm, the best combination of point density and depth estimation was obtained with a step of 6 mm. Smaller steps conducted to an overestimated depth, while grid steps higher than 6 mm led to an important loss of point density.

The ratio between the eroded volume of the damaged area and the volume of a single armour unit results on an estimate of the number of displaced units,  $S_{3D} = (EV * (1 - P)) / (Dn^3)$  where  $EV$  is the total eroded volume,  $P$  is the armour layer porosity and  $Dn$  the nominal diameter of the armour unit. The number of estimated displaced units was then, compared with the number of displaced units obtained after each test, with the traditional counting method.



### 3. RESULTS

Fig. 4 to 7 present the three-dimensional surveys and the difference maps between surveys conducted at the beginning and at the end of each test series for the three wave directions associated with both water levels.

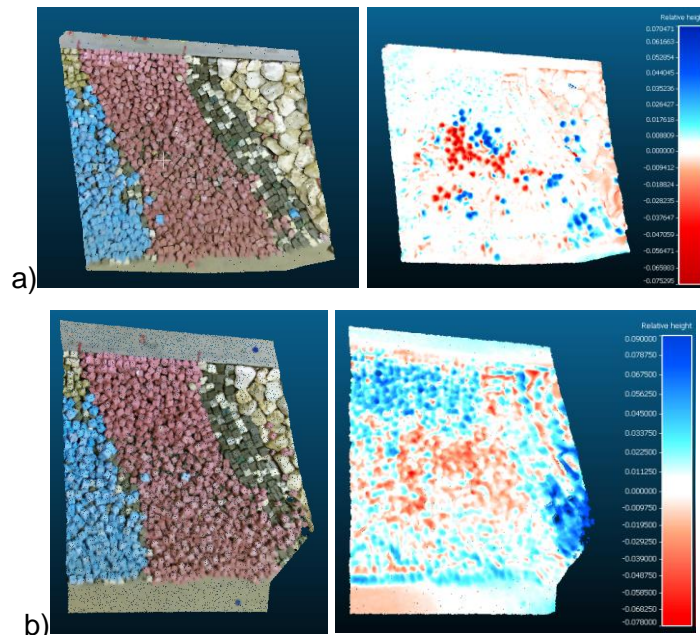


Fig. 4 – End of test series 1 (a) and 2 (b). Model survey and difference maps

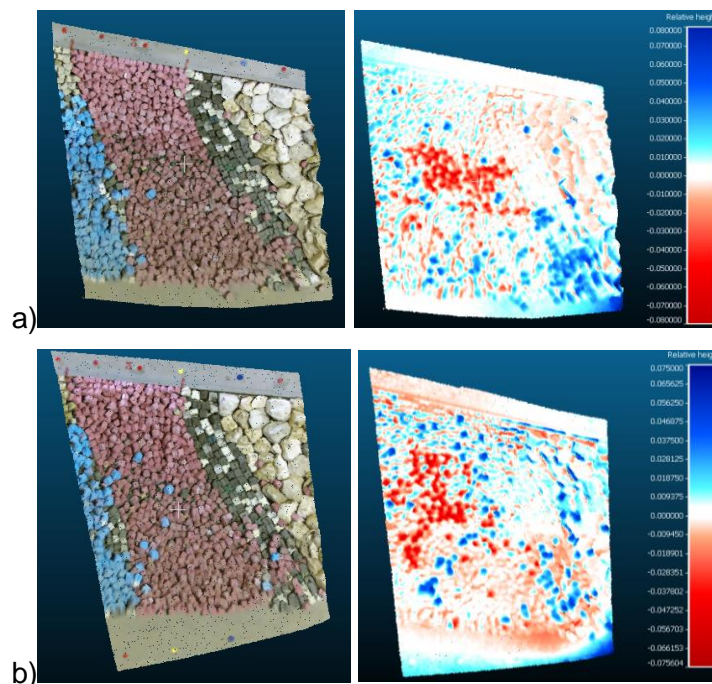
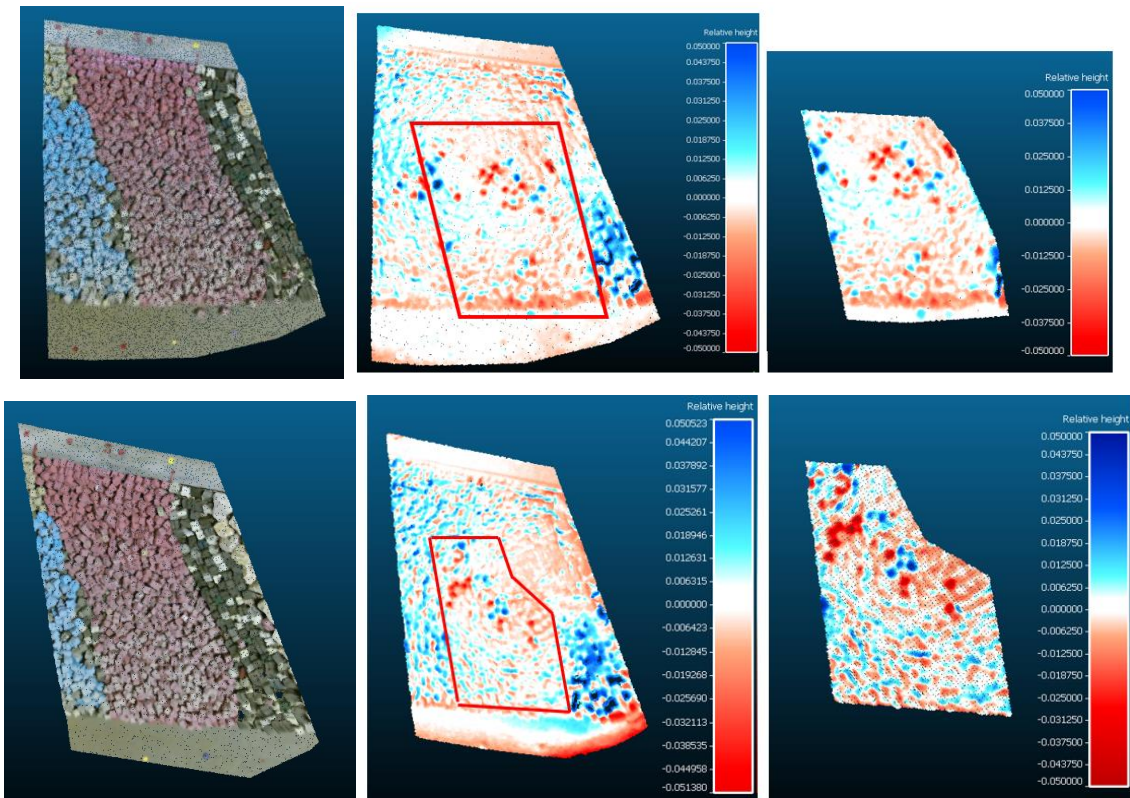


Fig. 5 – End of test series 3 (a) and 4 (b). Model survey and difference maps



**Fig. 6 – End of test series 5 (a) and 6 (b). Model survey and difference maps**

For test series 1 to 4, the entire surveyed area was used in order to compute the eroded volume, since most of the movements correspond to displaced units (blocks with movements greater than their nominal diameter). On the other hand, for tests 5 and 6, with less removed units, but with many movements, a localized damage analysis was necessary, by cropping the most damaged area to be analyzed (Fig. 6).

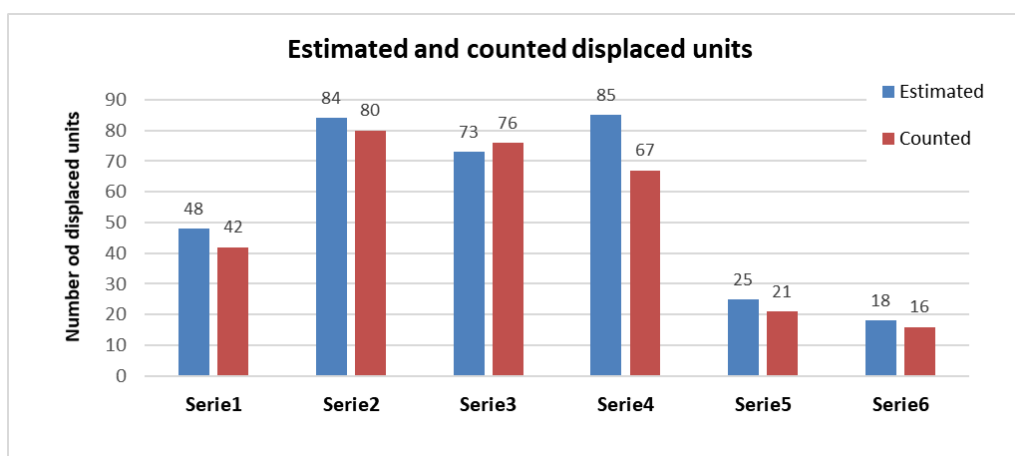
Table 2 presents erosion volumes, obtained from a 6 mm grid. The estimated values of removed/displaced units, based on the ratio between the eroded volume and the volume of a single armor unit (around  $0.09 \text{ dm}^3$ ), are also summarized. Volumes are presented in cubic decimeters to have a better understanding of the damage, according to the model dimensions.

Fig. 7 illustrates the counted and estimated number of armor units based upon the eroded volume.



**Table 2 - Eroded volume, estimated and counted displacements at the end of Series 1 to 6**

	Eroded volume (dm <sup>3</sup> )	Displaced units	
		Estimated (S <sub>3D</sub> )	Counted
Serie1	4.37	48	42
Serie2	7.63	84	80
Serie3	6.67	73	76
Serie4	7.78	85	67
Serie5	2.26	25	21
Serie6	1.68	18	16



**Fig. 7 – Estimated and counted displaced units at the end of test series 1 to 6**

In a general way, damage estimation using the global eroded volume slightly overestimated the number of displaced units, as small movements between armor units can be wrongly computed as erosion.

Estimated and counted displaced armor units were quite convergent, except for test series 4, where the differences between counted and estimated displaced units was of 18 units. This difference was probably caused by movements at the toe of the structure which were accounted as displacements.

#### 4. CONCLUSIONS

This paper presented the use of a non-intrusive 3D survey methodology based on the *Time of Flight* (ToF) technique. The damage evaluation of a stretch of a rubble-mound breakwater was carried out, for six test series, based on the comparison between point clouds obtained before and after those test series, enabling the calculation of eroded volumes as well as the estimation

of the displaced units by using a non-dimensional damage parameter based on the eroded volume.

In what concerns the use of the Kinect® sensor, the survey technique seems to be powerful tools for damage evolution assessment of the armour layer of a scale model breakwater.

Results suggest that the sensor can be used by laboratories and research groups to identify different damage stages. Such results are relevant to understand first stages of damage.

Regarding the estimation of the displaced armour units based on a non-dimensional damage parameter computed upon the eroded volume, in a general way, estimated and counted displaced armor units were quite convergent, except for test series, with smaller levels of damage, where differences between the clouds of points due to movements of the armor units can be accounted as displacements.

More investigation should be made, including the analysis of all the intermediate surveys conducted with water, in order to validate this methodology for damage progression analysis using the 3D damage parameter.

Additionally, it would be interesting to apply this damage progression analysis to consecutive *in situ* photogrammetric aerial surveys of breakwaters made under systematic observation programs of breakwaters.

## ACKNOWLEDGEMENTS

This work has received funding from the projects: To-SEAlert, Ref. PTDC / EAM-OCE/31207/2017 and BSafe4sea, Ref. PTDC/ECI-EGC/31090/2017. The authors also like to acknowledge the support of César Costa, Rosa Emília Soares and Jan Hilário for their help in this study.

## REFERENCES

- Broderick L. & Ahrens J.P. (1982) - Rip-rap stability scale effects. Technical Paper 82-3, U.S. Army Engineer Waterways Experiment Station, Coastal Engineering Research Center, Vicksburg, MS.
- Castaneda, V. and Navab, N. (2011). Time-of-Flight and Kinect Imaging, lecture online, Munich Technical University.  
[http://campar.in.tum.de/twiki/pub/Chair/TeachingSs11Kinect/2011-DSensors\\_LabCourse\\_Kinect.pdf](http://campar.in.tum.de/twiki/pub/Chair/TeachingSs11Kinect/2011-DSensors_LabCourse_Kinect.pdf)
- Girardeau-Montaut D. (2006) - Détection de changement sur des données géométriques tridimensionnelles. PhD thesis (French).
- Hofland B., Disco M. & Van Gent M.R.A. (2014) - Damage characterization of rubble mound roundheads. Proc. of CoastLab 2014, Varna, Bulgaria.
- Hofland B., Van Gent M.R.A., Raaijmakers T. & Liefhebber F. (2011) - Damage evaluation using the damage depth. Proc

- Lemos R., Santos J.A. & Fortes C.J. (2017) - Rubble mound breakwater damage assessment through stereo photogrammetry in physical scale laboratory tests. RIBAGUA - Revista Iberoamericana del Agua, Taylor and Francis (Published online: 25 Oct 2017).
- Lemos, R, Peña, E, Santos, J. A., Sande, J., Figuero, A., Alvarelos, A., Laiño, E., Reis, M.T., Fortes, C.J., Kerpen, N. (2019). "Measuring Armour Layer Damage in Rubble-mound Breakwaters under Oblique Wave Incidence". Coastal Structures 2019, Hannover, Germany.  
[https://doi.org/10.18451/978-3-939230-64-9\\_030](https://doi.org/10.18451/978-3-939230-64-9_030)
- Maciñeira E. & Burcharth H.F. (2016) - Stability of cube armoured roundheads exposed to long crested and short crested waves. Coastal Engineering, 112, 99-112.  
<http://dx.doi.org/10.1016/j.coastaleng.2016.03.002>
- Melby J.A. & Kobayashi N. (1998) - Progression and variability of damage on rubble mound breakwaters. Journal of Waterway, Port, Coastal, and Ocean Engineering, 124(6), 286–294
- Molines J., Herrera M.P., Perez T.J., Pardo V. & Medina J.R. (2012) - Laser scanning technique to quantify randomness in cube and cubipod armour layers. Proc. of CoastLab 2012, Ghent, Belgium.
- Musumeci R., Moltisanti D, Foti E. & Battiato S. (2018). 3-D monitoring of rubble-mound breakwater damages. Measurement, 117 (March 2018), 347-364.  
<http://www.tandfonline.com/doi/full/10.1080/23863781.2017.1381455>
- Puente I., Sande J., González-Jorge H., Peña E., Maciñeira E., Martínez-Sánchez J. & Arias P. (2014) - Novel image analysis approach to the terrestrial LiDAR monitoring of damage in rubble mound breakwaters. Ocean Engineering, 91, 273-280.
- Rigden T. & Steward T. (2012) - Use of 3D laser scanning in determining breakwater damage parameters. Proc. of CoastLab 2012, Ghent, Belgium.
- Soares F., Henriques M. & Rocha C. (2017) - Concrete block tracking in breakwater models. Proc. of FIG Working Week 2017, June, Helsinki, Finland.
- Van der Meer J.W. (1988) - Rock slopes and gravel beaches under wave attack. Ph.D. thesis, Delft University of Technology, The Netherlands; also Delft Hydraulics Publ. 396.

# AN ESTIMATION OF THE ARMOUR LAYER DAMAGE BASED ON THE ERODED VOLUME USING A TIME OF FLIGHT METHOD

*Rute Lemos<sup>1</sup>, Conceição Fortes<sup>1</sup>, Gabriel Silva<sup>1</sup> & Liliana Pinheiro<sup>1</sup>*

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [rlemos@lnec.pt](mailto:rlemos@lnec.pt)

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [jfortes@lnec.pt](mailto:jfortes@lnec.pt)

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [gsilva@lnec.pt](mailto:gsilva@lnec.pt)

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [lpinheiro@lnec.pt](mailto:lpinheiro@lnec.pt)

## ABSTRACT

The assessment of damage evolution in scale model tests of rubble-mound breakwaters can be achieved by comparing eroded depths and volumes between consecutive surveys.

Aiming to evaluate damage evolution on rubble-mound breakwater, a scale model study Ponta Delgada breakwater (S. Miguel island, Azores, Portugal) was recently conducted on the maritime hydraulic facilities of the National Laboratory for Civil Engineering.

This paper focuses on the use of novel, non-intrusive survey methodologies such as the Time of Flight (ToF) principle technique. Damage evaluation is based on the comparison of point clouds obtained before and after each test series, enabling the extraction of profiles, the calculation of eroded depths and eroded volumes and the estimation of displaced units.

Keywords: Stability / Breakwater / 3D Surveying / Measuring Techniques

## 1. INTRODUCTION

A set of scale-model tests was carried out to evaluate the stability of the proposed solution for the repairing works of the main breakwater of Ponta Delgada breakwater was reproduced in a three-dimensional physical scale model.

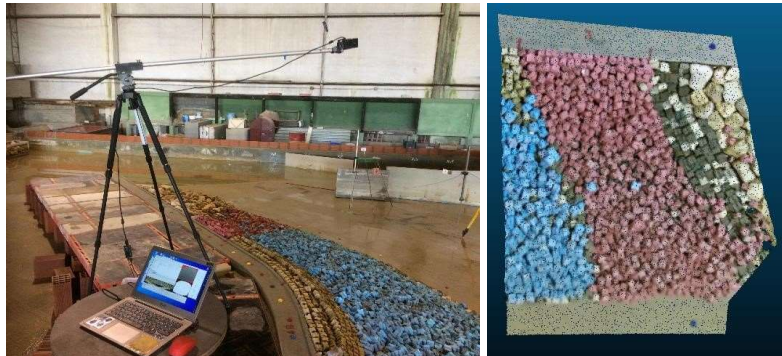
For a better characterization of the breakwater model, 3D surveys were conducted with a Kinect® sensor before and after each test series without water in the wave tank. The postprocessing of those surveys enabled the extraction of 3D surfaces and profiles. The Kinect® sensor working principle is the Time of Fly (ToF) method, which have been target of previous investigations as a survey tool (Musumeci et al., 2018 and Sande et al, 2018).

The aim of this paper is to evaluate the applicability of the estimation the number of displaced armour units, using a non-dimensional damage parameter based on the eroded volume, when applied to armour layers composed of Antifer cubes.

## 2. DESCRIPTION

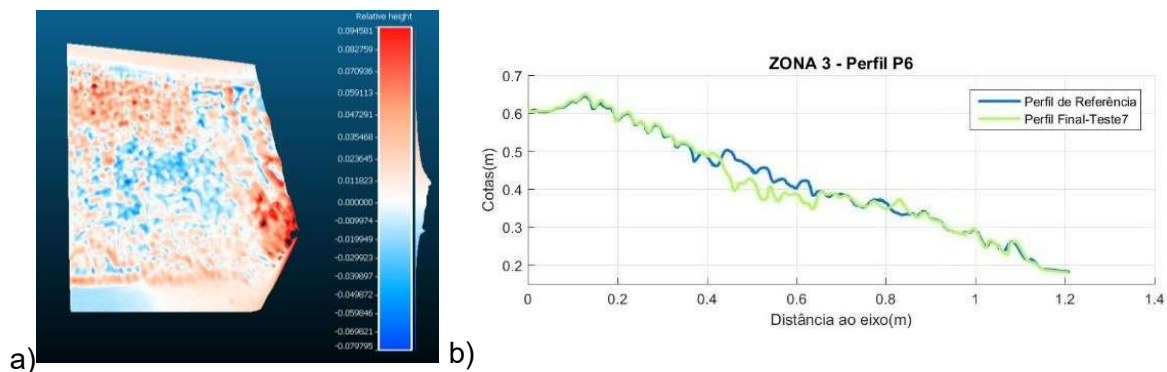
Surveys with the Kinect® sensor were made from a distance of about 2.0 m using the Microsoft Kinect fusion software (Figure 1). The differences between initial and final surveys processed using a CloudCompare algorithm permitted to calculate the ratio between the computed eroded volume of the most damaged area (local damage) and the volume of a single armour unit enabled the determination of a non-dimensional 3D damage parameter, which reflects an

approximate number of displaced units: Estimated displaced units = (Eroded volume\*(1-Porosity)) / Armour Unit Volume.



**Fig. 1 – Survey equipment and cloud of points representation**

Figure 2 shows a map of depth differences for the studied zone, as well as a representative profile of the most eroded area. This approach for damage evaluation, led to the 85 removed units, which converged to the visually accounted 90 unit displacements. Due to the considerable size of the armour units (nominal diameter,  $D_n=0.045$  m) the grid step used to compute depth volumes is of utmost importance for a good agreement between accounted and estimated displacements.



**Fig. 2 – Damage evaluation. Map of depth differences (red: deposition; blue: erosion) (a). Profile erosion (b)**

### 3. CONCLUSIONS

The use of a non-dimensional damage parameter based on the eroded volume to estimate the number of armour layer displaced units seems to be easily applicable. Nevertheless this work points out to the need of performing more experiments in order to find the more suitable grid step accordingly to the armour layer porosity.

The authors acknowledge the permission Administração dos Portos dos Açores, S.A. for authorizing the use of some of the results obtained during the physical scale model study.

### REFERENCES

- Musumeci R., Moltisanti D, Foti E. & Battiato S. (2018). 3-D monitoring of rubble-mound breakwater damages. *Measurement*, 117 (March 2018), 347-364.
- Sande J., Peña E., Neves M.G., Lemos R., Figuero A., Reis M.T., Alvarellós A. & Rabuñal J. (2018). Application of scanning techniques for damage analysis in rubble mound breakwaters. *CoastLab 2018*, Santander, Spain.

# DETEÇÃO DE FALHAS NO PROCESSO DE MOLDAÇÃO POR INJEÇÃO UTILIZANDO REDES NEURONAIS

João Alves <sup>1</sup>, Lino Ferreira <sup>2</sup>, Pedro Martinho <sup>3</sup> & Sérgio Silva <sup>4</sup>

<sup>1</sup> Instituto Politécnico de Leiria/ESTG, Leiria, Portugal, [2182463@my.ipleiria.pt](mailto:2182463@my.ipleiria.pt)

<sup>2</sup> Instituto de Telecomunicações, Instituto Politécnico de Leiria/ESTG, Leiria, Portugal [lino.ferreira@ipleiria.pt](mailto:lino.ferreira@ipleiria.pt)

<sup>3</sup> Instituto Politécnico de Leiria/ESTG, Leiria, Portugal, [pedro.martinho@ipleiria.pt](mailto:pedro.martinho@ipleiria.pt) <sup>4</sup> Instituto Politécnico de Leiria/ESTG, Leiria, Portugal, [sergio.silva@ipleiria.pt](mailto:sergio.silva@ipleiria.pt)

## RESUMO

As falhas não contabilizadas em processos industriais ou o insucesso em determinar as suas causas podem reduzir a confiabilidade e a segurança desses processos, diminuindo a qualidade dos produtos finais e podendo mesmo implicar enormes perdas de produtividade.

Neste artigo é proposto um sistema de monitorização do processo de moldação por injeção, que deteta e classifica falhas recorrentes, permitindo desta forma otimizar o próprio processo. O sistema é composto por dois módulos, *hardware* e *software*. O módulo *hardware* adquire, processa e armazena os dados referentes à temperatura e pressão da cavidade do molde, durante a sua operação, localmente e num servidor *web*.

O módulo de *software* para além de outras funcionalidades, como o cálculo de estatísticas relevantes para o processo, possui ainda implementada uma rede neuronal artificial. Esta rede é treinada com dados estatísticos de amostras anteriores dos sinais de temperatura e pressão (de ciclos de produção válidos e de ciclos com falhas em que a peça produzida apresenta defeitos, como empenos e linhas de soldadura), permitindo assim reconhecer padrões e determinar o instante em que ocorreu uma falha no processo, estabelecendo a sua causa e identificando a peça produzida.

Todos os dados relevantes ao processo estão disponíveis num servidor *web*, podendo ser acedidos por dispositivos fixos ou móveis comuns, como por exemplo, computadores portáteis, *smartphones*, *tablets*, entre outros. Foram realizados vários testes e os resultados mostram que o sistema proposto deteta e classifica falhas com alto índice de sucesso, ajudando a otimizar com eficiência um processo de moldação por injeção.

Palavras-chave: Processo de Moldação por Injeção/ Redes Neurais/ Reconhecimento de Padrões/ Classificação de Falhas

## 1. INTRODUÇÃO

A qualidade dos processos de fabrico é um dos aspetos mais importantes da produção. A monitorização de processos industriais é fundamental para se melhorar a produtividade e aferir o seu estado, facilitando a deteção de falhas.

São muitas vezes utilizados sistemas de monitorização que utilizam uma ferramenta de controlo estatístico (Oakland, 2007) para avaliar a qualidade de funcionamento dos processos. No entanto, estes sistemas permitem apenas verificar a existência de variações irregulares num processo e não têm a capacidade de reconhecer padrões correspondentes a diferentes tipos de falhas.

Ter conhecimento das causas que dão origem a uma falha (Isermann, 2011) e dos produtos manufaturados durante a ocorrência da mesma, permite a tomada de decisões que garantam um funcionamento ótimo do processo e um aumento na garantia de qualidade do produto.



Neste artigo é proposto um sistema capaz de monitorizar um processo de moldação por injeção, detetando e classificando falhas recorrentes no processo.

## 2. DESCRIÇÃO

O sistema é composto por um módulo de *hardware* de monitorização de sinais sensoriais relevantes para o processo e uma aplicação de *software* que deteta e classifica falhas típicas no processo de moldação por injeção.

No módulo de *hardware* foram instalados sensores apropriados, que permitem detetar o fecho e abertura do molde e monitorizar a cavidade pela aquisição dos valores de pressão e temperatura durante o processo. O módulo é configurável e reconfigurável, sendo possível, por exemplo, definir o número e tipo dos sensores utilizados e o valor da taxa de amostragem dos dados. Todos os dados adquiridos são processados e armazenados tanto internamente na memória do módulo como externamente num servidor *web*.

Foi desenvolvida em Matlab uma aplicação de *software* de deteção e classificação de falhas do processo. A aplicação tem acesso aos dados recolhidos da cavidade, com base nos quais calcula dados estatísticos relevantes, como média do sinal, desvio padrão, amplitude máxima do sinal, etc. Com estes dados, a aplicação realiza a extração de características dos sinais, fornecendo as mesmas a um modelo de classificação e reconhecimento de padrões que identifica se o ciclo em questão incorre numa falha, e se for o caso, identifica qual é o tipo de falha. O modelo de classificação recorre a redes neuronais artificiais (Lout & Aggarwal, 2012) no seu funcionamento, sendo treinado utilizando perfis de temperatura e de pressão referentes a ciclos de injeção válidos e anómalos (correspondentes a diferentes falhas típicas, bem identificadas).

Toda a informação relevante do processo encontra-se disponível num servidor *web* e pode ser acedida facilmente pela Internet com terminais fixos ou móveis comuns. Na página do servidor *web* é possibilitada a análise dos dados, a partir de gráficos com a evolução da temperatura e da pressão da cavidade do molde, e é apresentada informação relevante, como o número e o tempo de duração médio dos ciclos e o tipo de falhas detetadas. A reconfiguração do módulo de *hardware* também é possível através desta página.

## 3. CONCLUSÕES

Os resultados dos testes realizados mostram que este sistema deteta e classifica falhas com elevada taxa de sucesso. A identificação de falhas recorrentes permite otimizar o processo substancialmente. O sistema desenvolvido pode ser integrado ou expandido num sistema de controlo que permita automaticamente regularizar o processo. Verificou-se ainda que o método aplicado envolvendo redes neuronais, permite detetar falhas em processos de moldação por injeção de forma mais completa do que os métodos tradicionais baseados em estatística.

## REFERÊNCIAS

- Oakland, J.S.. (2007). Statistical Process Control: Sixth Edition.
- Isermann, R. (2011). Fault-diagnosis systems: an introduction from fault detection to fault tolerance. Berlin: Springer.
- Lout, K., & Aggarwal, R. K. (2012). A feedforward Artificial Neural Network approach to fault classification and location on a 132kV transmission line using current signals only. 2012 47th International Universities Power Engineering Conference (UPEC).  
doi:10.1109/upec.2012.6398574

# DURABILIDADE DE PERFIS COMPÓSITOS PULTRUDIDOS

Ana Pais <sup>1</sup>, Pedro Brandão <sup>1,2</sup>, António Marques <sup>2</sup> & Rui Guedes <sup>4</sup>

<sup>1</sup> Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Portugal, up201505588 <up201505588@fe.up.pt>

<sup>2</sup> Unidade de Investigação, Universidade, Portugal, up201504127 <up201504127@fe.up.pt>

<sup>3</sup> LAETA, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Portugal, marques@fe.up.pt

<sup>4</sup> LAETA, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Portugal, rmguedes@fe.up.pt

## RESUMO

Este artigo analisa as propriedades de durabilidade de perfis compósitos pultrudidos PRF usados na fabricação de elementos estruturais por pultrusão. A análise tem um foco na durabilidade e na abordagem o projetista para aumentar a durabilidade de uma estrutura pultrudida. É feita uma breve visão geral sobre ensaios de fluência de curta duração com materiais compósitos. A Análise de Elementos Finitos é usada como ponto de partida avaliar as condições de vida de perfis pultrudidos. Os ensaios foram feitos com carga constante e diferentes condições ambientais para estudar a influência no comportamento à fluência. Palavras-chave: Pultrusão / Materiais Compósitos / Fluência/ Simulação

## 1. INTRODUÇÃO

A leveza que é intrínseca dos materiais compósitos permite uma construção económica [Lee e Jain, 2009]. No caso de emergências ou desastres, a rápida disponibilidade e confiabilidade é fundamental. Estruturas compósitas feitas de perfis PRFV são especialmente adequadas devido à sua manobrabilidade característica, baixo peso e ao conhecido parâmetro de fabricação do processo de pultrusão [Cavaleri et al., 2019].

Apesar das vantagens do uso de FRPs, o facto destes apresentam baixa ductilidade, baixa resistência ao corte, vulnerabilidade a temperaturas extremas e possível degradação de propriedades mecânicas quando expostos a ambientes alcalinos, radiação UV, ciclos de temperatura e condições hidrotermais flutuantes podem representar alguns obstáculos ao uso desses materiais na construção civil [Jafari et al., 2019].

A vida útil de elementos estruturais compósitos é fortemente influenciada pela temperatura e pelo comportamento dependente do tempo da matriz [Yang et al., 2018]:

- Baixa temperatura - pode fazer com que um polímero se torne frágil
- Temperaturas elevadas – implicam possível degradação de propriedades mecânicas
- Exposição cíclica - pode causar descoesão interfacial e fendas na matriz
- Comportamento dependente do tempo do compósito - relaxação de tensões e fluência ocorrerão quando um material viscoelástico for exposto a solicitações estáticas ou cíclicas [Yang et al., 2018].

## 2. DESCRIÇÃO

Os perfis PRFV (Polímero Reforçado com Fibra de Vidro) são mais comumente usados, principalmente devido ao baixo custo relativo das fibras de vidro. No entanto, uma vez que o módulo é baixo para o perfil PRFV, o projeto é, muitas vezes, limitado por deflexão para níveis de carga de serviço ou por encurvadura no caso de seções de parede finas, em vez de ser limitado por tesões de rotura últimas [Neto, 2007].

Foram ensaiadas amostras a 50%, 65%, 70% e 75% da máxima carga de rotura do material pultrudido. Nestes ensaios, foi possível testar diferentes cargas para um teste de fluência em flexão, bem como caracterização de material. É importante notar que, como observado, é necessário alcançar uma correlação entre um modelo teórico e a *compliance* de fluência para testes de fluência de curta duração. O modelo de Findley deu uma boa correlação para os resultados atuais. É possível concluir que medir diferentes níveis de tensão para *compliance* de fluência e deformação é uma estratégia ideal, mas limitará os resultados que não permitem a criação de uma curva mestre, que só pode ser alcançada variando o valor da temperatura e usando outra metodologia. Para ensaios de curta duração, a metodologia TTSP – Sobreposição Tempo – Temperatura – Tensão seria melhor. Para diferentes níveis de tensão foi possível observar que a rotura de fluência ocorreu cedo e que, para cada 5% da carga, a rotura ocorreria antecipadamente por um fator de 10. Embora essa tendência seja uma estimativa aproximada para uma determinada carga levaria quase 27 anos para romper.

A perda de propriedades da fibra com a influência de fatores ambientais pode ser observada nas amostras imersas. Devido ao comportamento do higroscópio da fibra de vidro, há um efeito significativo nas propriedades. O principal efeito da água é danificar a interface entre a fibra e a matriz. Sendo assim, é importante que, ao projetar em ambientes fortemente afetados pela umidade ou umidade, a fibra escolhida e a interface com a matriz precisam ser levadas em consideração. Para validar essas conclusões é necessário observar a validação por emissão acústica do material quando submetido ao teste.

### 3. CONCLUSÕES

Testes de fluência de curto prazo são essenciais para entender o comportamento de compósitos sob carga constante e diferentes condições ambientais. Foi possível observar que o modelo de Findley se correlaciona bem para o comportamento à fluência de perfis pultrudidos.

Concluiu-se que a melhor maneira de prever a vida de um compósito pultrudido é seguir a metodologia TTSP criando uma curva mestre. Para criar essa curva mestre, é necessário entender os efeitos da temperatura na *compliance* de flexão do material pultrudido. Foi possível concluir que a rotura de fluência e a deformação de fluência seguem um comportamento não linear.

A humidade tem um grande efeito nas propriedades do material, independentemente de ser água destilada ou água da torneira.

### REFERÊNCIAS

- Lee, L. S., Jain, R. (2009). The role of frp composites in a sustainable world. *Clean Technologies and Environmental Policy*, 11(3):247–249.
- Cavaleri, L., et al. (2019). Structural performances of pultruded gfrp emergency structures – part 1: Experimental characterization of materials and substructure. *Composite Structs*, 214:325 – 334.
- Jafari, A., et al. (2019). Effect of thermal cycles on mechanical response of pultruded glass fiber reinforced polymer profiles of different geometries. *Composite Structures*, 223:110959.
- Yang, Z., et al. (2018), Flexural creep tests and long-term mechanical behavior of fiber-reinforced polymeric composite tubes. *Composite Structures*, 193:154 – 164.
- Neto, A. B., de La Rovere, H. L. (2007). Flexural stiffness characterization of fiber reinforced plastic (frp) pultruded beams. *Composite Structures*, 81:274–282.

Agradecimentos: os autores agradecem à ALTO Lda. o fornecimento dos perfis pultrudidos

# DETERMINAÇÃO DE PROPRIEDADES DE MATERIAIS COMPÓSITOS ATRAVÉS DO MÉTODO DE HOMOGENEIZAÇÃO

*João Rodrigues*<sup>1</sup>, *Carlos Capela*<sup>2</sup>, *Rui B. Ruben*<sup>3</sup>

<sup>1</sup> ESTG, Politécnico de Leiria, Portugal, 2182685@my.ipleiria.pt

<sup>2</sup> ESTG, Politécnico de Leiria, Portugal, carlos.capela@ipleiria.pt

<sup>3</sup> CDRsp-ESTG, ESTG, Politécnico de Leiria, Portugal, rui.ruben@ipleiria.pt

## RESUMO

Os materiais compósitos, devido à sua natureza, são anisotrópicos. Através de ensaios de flexão é possível determinar o módulo de elasticidade. O método de homogeneização assintótica permite determinar as propriedades equivalentes do material compósito, assumindo que este é composto pela repetição de células compostas por dois ou mais materiais. A comparação entre as propriedades obtidas experimentalmente e computacionalmente foi realizada para dois tipos distintos de materiais compósitos. A diferença de resultados não é muito significativa, sendo que o método de homogeneização permite caracterizar todas as propriedades de materiais compósitos anisotrópicos.

Palavras-chave: Material compósito / Homogeneização / Caracterização de materiais

## 1. INTRODUÇÃO

Os materiais compósitos podem ser compostos por uma matriz e por fibras longas organizadas de modo unidirecional ou bidirecional. Deste modo, este tipo de materiais compósitos tem uma microestrutura uniforme e que se repete no espaço. No entanto, a esta estrutura uniforme podem ser adicionadas pequenas partículas, como por exemplo de argila ou de vidro. Estas pequenas partículas fazem com que a microestrutura do material compósito se possa tornar heterogénea. O método de homogeneização assintótica permite determinar as propriedades equivalentes do material compósito, assumindo que este é composto pela repetição de células compostas por dois ou mais materiais.

Neste trabalho foram produzidos provetes de materiais compósitos de dois tipos distintos. As propriedades dos provetes foram caracterizadas experimentalmente e computacionalmente. Experimentalmente através de ensaios de flexão, e computacionalmente usando o método de homogeneização.

## 2. DESCRIÇÃO

Neste trabalho foram estudados dois tipos de materiais compósitos. O primeiro tem uma matriz epóxi SR1500 e fibras de vidro longas unidirecionais, tendo sido consideradas 6 percentagens diferentes: 5, 10, 15, 20, 25 e 30%. O segundo material compósito é composto pela mesma resina epóxi e por partículas de resina expandida, tendo sido usadas 5 percentagens diferentes: 24, 28, 32, 36, e 40% (Branquinho *et al.*, 2016).

O material compósito composto pelas fibras de vidro tem uma composição bastante homogénea. Por outro lado, o material com as partículas de argila tem uma microestrutura menos homogénea função do processo de fabrico. Consequentemente, o método de

homogeneização não é apenas aplicado a um material com natureza homogénea, bem como a um material com natureza não-homogénea.

A homogeneização assintótica (Guedes e Kikuchi, 1990) é um método matemático, que usa métodos computacionais, que permitem a determinação das propriedades mecânicas de materiais, como por exemplo os compósitos, sendo estes formados por uma repetição de uma célula unitária. Para resolver problemas de homogeneização é necessário a imposição de condições de fronteira periódicas.

### **3. CONCLUSÕES**

Os resultados são bons para os materiais compósitos com fibra de vidro. Comparando os resultados experimentais com os computacionais, a diferença é sempre inferior a 22%, sendo que para as percentagens inferiores de fibra de vidro é mesmo inferior a 10%.

No caso dos provetes de argila e resina, os resultados são um pouco piores e estão mais dependentes do detalhe usado no método de homogeneização. Mas mesmo, assim, para as percentagens mais baixas de argila a diferença é inferior a 30%.

### **REFERÊNCIAS**

- Branquinho, T., Capela, C., Ferreira, J.A.M., Costa, J.D. 2016. Assessment of acoustic, thermal and mechanical properties of epoxy composites reinforced with expanded clay particles, *Ciência & Tecnologia dos Materiais*, 28 (1), p. 34-39.
- Guedes J., Kikuchi N. 1990. Preprocessing and postprocessing for materials based on the homogeneization method with adaptive finite element methods, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 83(2), p. 143-198.

# SIMULAÇÃO DO CRESCIMENTO DE FENDAS EM JUNTAS SOLDADAS – INFLUÊNCIA DE CAMPOS DE TENSÕES RESIDUAIS

Armando Ramalho <sup>1</sup>, Fernando Antunes <sup>2</sup>, José Ferreira <sup>3</sup>

<sup>1</sup> CEMMPRE, Instituto Politécnico de Castelo Branco, Portugal, [aramalho@ipcb.pt](mailto:aramalho@ipcb.pt)

<sup>2</sup> CEMMPRE, Universidade de Coimbra, Portugal, [fernando.ventura@dem.uc.pt](mailto:fernando.ventura@dem.uc.pt) <sup>3</sup> CEMMPRE, Universidade de Coimbra, Portugal, [martins.ferreira@dem.uc.pt](mailto:martins.ferreira@dem.uc.pt)

## RESUMO

Neste artigo é apresentado um modelo de elementos finitos tridimensional para prever o crescimento de fendas no pé do cordão de juntas soldadas em T. O modelo é desenvolvido sobre o software MSC.marc. A vida de fadiga é estimada por integração da lei de ParisErdogan. Os fatores de intensidade de tensão são obtidos pela técnica do fecho virtual de fenda (“virtual crack closure technique”), VCCT, implementada no software MSC.marc.

É analisada a influência das tensões residuais geradas por deformação plástica no pé do cordão, na velocidade de propagação da fenda. Observou-se que a existência de campos de tensões residuais de compressão provoca um retardamento do crescimento de fenda.

Palavras-chave: Juntas soldadas em T / Método dos elementos finitos / Fadiga / Tensões residuais

## 1. INTRODUÇÃO

A presença de fendas no pé do cordão de juntas soldadas, sob influência do efeito de concentração de tensões e das tensões residuais existentes no local, afeta a vida de fadiga de juntas soldadas. O efeito das tensões residuais na propagação de fendas tem sido estudado por diversos autores, Ramalho *et al.* (2020), Schijve and Broek (1962), Baptista *et al.* (2017).

A técnica do fecho virtual de fenda, VCCT, permite considerar o efeito de campos de tensões na determinação dos fatores de intensidade de tensões em cada ponto (nós) da extremidade de fenda, sendo adequado para estimar a propagação de fendas em modelos tridimensionais de elementos finitos.

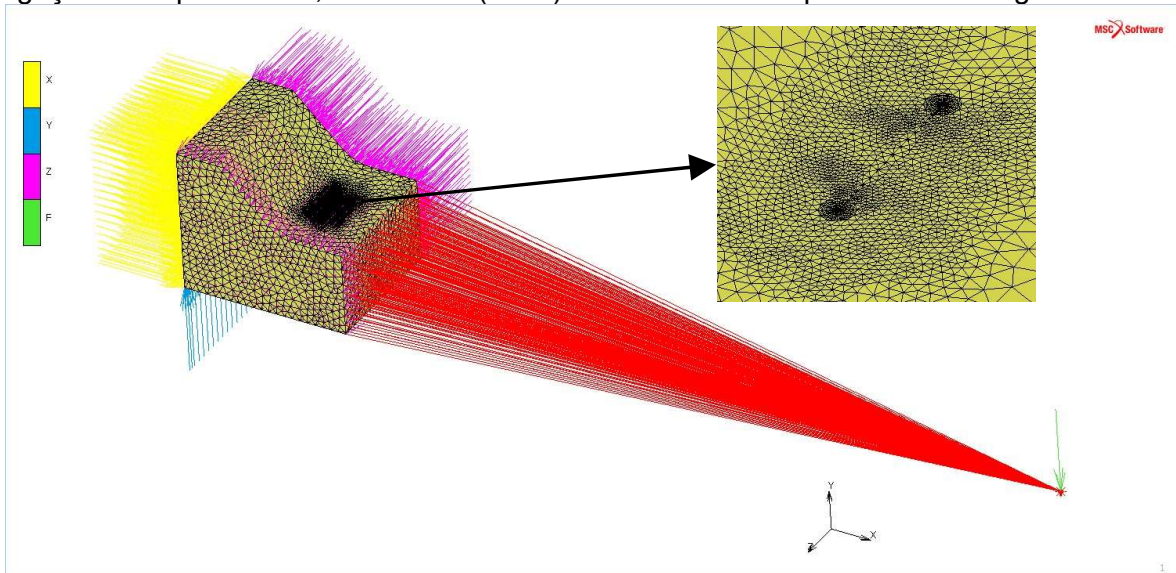
No presente artigo é apresentado um modelo tridimensional de elementos finitos que permite avaliar a influência dos campos residuais de tensão na propagação de fendas no pé do cordão de juntas soldadas em T. O modelo bidimensional anteriormente apresentado pelos autores em Ramalho *et al.* (2020), é expandido para 3D.

## 2. DESCRIÇÃO

O modelo bidimensional de elementos finitos anteriormente apresentado pelos autores em Ramalho *et al.* (2020), é expandido para 3D. Para limitar o número de elementos no modelo numérico, atendendo ao necessário refinamento da malha junto à frente de fenda, Lin and Smith (1999), foi considerada uma simplificação da geometria, considerando a zona média das juntas soldadas em T com condições de fronteira que reproduzem um estado plano de



deformação. Além disso, simplificou-se o carregamento de flexão em três pontos através de ligações do tipo REB2's, MSC Marc (2018). O modelo está representado na figura 1.



**Fig. 1 – Modelo numérico**

Considerou-se a pré-existência de uma fenda elíptica no pé do cordão com profundidade de 0.5 mm. O modelo foi sujeito a uma sobrecarga que provocou deformação plástica no pé do cordão. Analisou-se o efeito do campo de tensões residuais gerado pela sobrecarga na propagação da fenda. Estudou-se a influência de campos de tração e de compressão.

### 3. CONCLUSÕES

O modelo numérico desenvolvido apresenta resultados coerentes com os apresentados por outros autores, concluindo-se das simulações realizadas que a existência de campos de tensões residuais de compressão provoca um retardamento do crescimento de fenda.

### REFERÊNCIAS

- Baptista, J.B., Antunes, F.V., Correia, L., Branco, R. (2017). A numerical study of the effect of single overloads on plasticity induced crack closure, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 88, 51-6.
- Lin, X.B., Smith, R.A. (1999). Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates. Part III: stress intensity factor and fatigue crack growth. *Engineering Fracture Mechanics* 63, 541-556.
- Ramalho, A.L., Antunes, F., Ferreira, J.A.M. (2020). Crack Growth In Simulated Residual Stress Fields On Tungsten Inert Gas Dressed Welded Joints – A 2D Approach. *Anales de la Mecânica de la Fractura*, (aguarda publicação).
- Schijve, J., Broek, D. (1962). The result of a test programme based on a gust spectrum with variable amplitude loading, *Aircraft Engng* 34, 314–316.

## AVALIAÇÃO DA DEFORMAÇÃO EM PLACAS DE OSTEOSSÍNTESE - COMPARAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAL

Maria F. Paulino<sup>1</sup>, Ana Messias<sup>1</sup>, Ana M. Amaro<sup>1</sup>, Luis Roseiro<sup>1,2</sup>, Maria A. Neto<sup>1</sup>, Inês Balacó<sup>3</sup>

<sup>1</sup> CEMMPRE, Universidade de Coimbra, Portugal, [maria.paulino@uc.pt](mailto:maria.paulino@uc.pt), [ana.messias@uc.pt](mailto:ana.messias@uc.pt),  
[ana.amaro@dem.uc.pt](mailto:ana.amaro@dem.uc.pt), [augusta.neto@dem.uc.pt](mailto:augusta.neto@dem.uc.pt)

<sup>2</sup> i2A, Instituto Politécnico de Coimbra, ISEC, DEM, Portugal, [lroseiro@isec.pt](mailto:lroseiro@isec.pt)

<sup>3</sup> Serviço de Ortopedia Pediátrica do Hospital Pediátrico de Coimbra – CHUC, EPE, Portugal  
[inesbalaco@gmail.com](mailto:inesbalaco@gmail.com)



### RESUMO

O fémur é o maior osso do corpo humano e um dos principais responsáveis pela locomoção do indivíduo. Por vezes existem malformações que provocam problemas diversos, tais como o nanismo ou tumores ósseos. No caso de problemas oncológicos, um dos tratamentos mais recorrentes é o recurso a aloenxertos, sendo a estabilização óssea conseguida através de placas de osteossíntese. Alguns clínicos utilizam duas placas de osteossíntese, para garantir uma maior estabilização e promover uma recuperação mais rápida do paciente. Este estudo permitiu comparar, numericamente e experimentalmente, a utilização de uma e duas placas de osteossíntese na estabilização de osteotomias em fémures sintéticos, e recorreu-se à correlação digital de imagem para analisar a distribuição das deformações nas placas. Concluiu-se que a aplicação de uma segunda placa de osteossíntese conduz a uma maior estabilização das osteotomias do fémur.

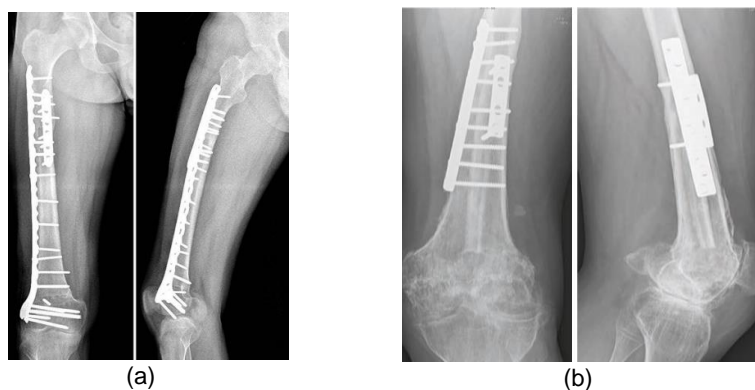
Palavras-chave: Placa de Osteossíntese, Osteotomia, Fixação Interna, Correlação Imagem.

## 1. INTRODUÇÃO

A aplicação das placas de osteossíntese no fémur tem como objetivo estabilizar as partes separadas, mantendo-as na sua posição anatómica, mas permitindo a formação e regeneração do calo ósseo, que garante a recuperação do paciente.

De forma a evitar a falência das placas de osteossíntese alguns autores sugerem aplicação de duas placas para promover melhor estabilização.

Quando é necessário aplicar aloenxertos, principalmente em patologias oncológicas nas reconstruções dos ossos longos, (Aponte-Tinao & Ayerza, 2015; Maimaitiyiming *et al.*, 2015), alguns profissionais de saúde defendem a aplicação de duas placas posicionadas ortogonalmente para garantir maior estabilidade, evitando a falência dos parafusos e placas de osteossíntese (Fig. 1).



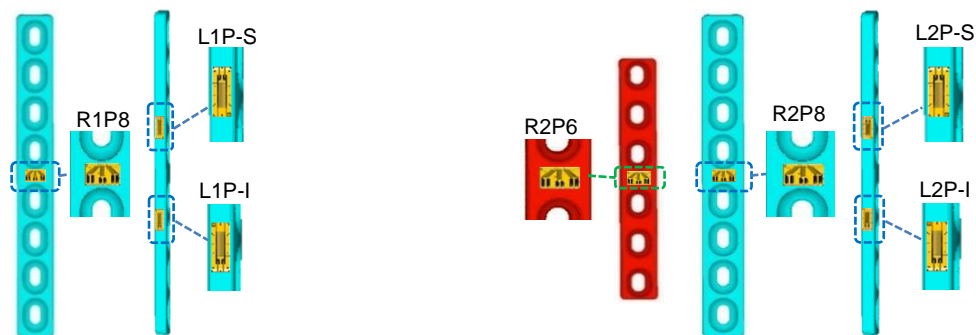
**Fig. 1 - Aplicação de duas placas de osteossíntese em aloenxertos,(a) (Aponte-Tinao & Ayerza, 2015) e (b) (Bus, 2018).**

Neste trabalho considera-se um modelo que envolve uma osteotomia na diáfise do fémur, sendo a osteotomia estabilizada por uma ou duas placas osteossíntese (Albergo *et al.*, 2017; Aponte-Tinao & Ayerza, 2015; Bus, 2018). Os estudos experimentais com recurso a extensometria e correlação digital de imagem permitem realizar a comparação do deslocamento das placas e efetuar a relação com o modelo numérico.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

Para a realização deste estudo recorreu-se a dois fémures esquerdos, da marca *Sawbones*<sup>®</sup>, modelo artificial da 4<sup>a</sup> geração. As placas de osteossíntese, uma de oito furos e outra de seis furos, foram desenvolvidas e construídas num aço X42Cr13, com as dimensões de

135x16 [mm] e 73x10 [mm], respetivamente. Foi realizada a osteotomia na zona central do fémur e aplicadas as placas de osteossíntese de forma a imobilizar as partes. A placa de maior dimensão (8 furos) é colocada na lateral do fémur, e a menor ortogonalmente. A fixação das placas é efetuada com parafusos corticais e de fixação. As placas foram instrumentadas com rosetas extensométricas de 45° e extensómetros lineares da marca *HBM*<sup>®</sup> (resistência nominal de 350 *Ohms* e grelha de medição de 3 *mm*) em locais definidos (Fig. 2), de modo a obter uma análise experimental de tensões.



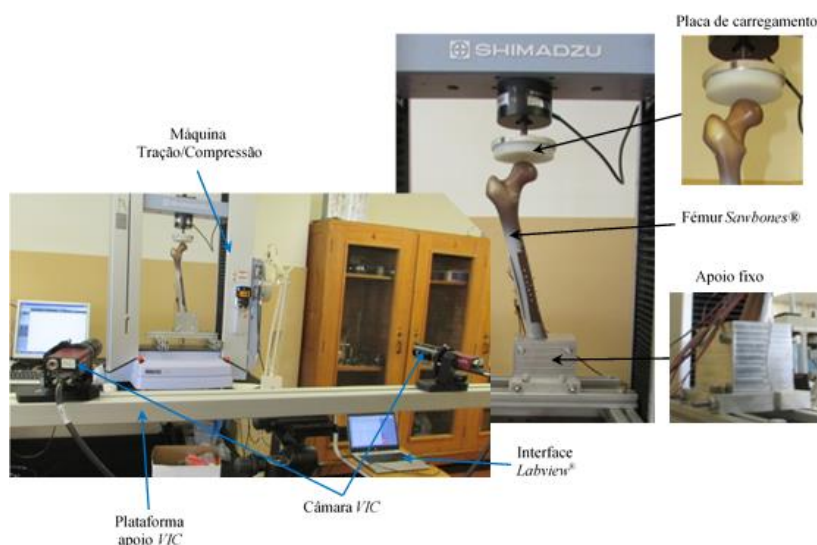
**Fig. 2 – Posicionamento dos extensómetros lineares e roseta nos modelos.**

Foram aplicadas três rosetas extensométricas pré-cabladas, uma na placa de seis furos, na zona frontal entre os dois furos centrais (R2P6), e duas nas placas de oito furos (R2P8, na montagem com 2 placas e R1P8, na montagem com 1 placa), tal como ilustra a Fig. 2. Aplicaram-se quatro extensómetros lineares em ambas as placas de oito furos, um par em cada montagem considerada, posicionados junto à zona imediatamente após a osteotomia, na direção do eixo da placa (Cheal *et al.*, 1983; El-Sayed *et al.*, 2001) (Fig. 2). A direção do posicionamento do extensómetro de cada roseta é coincidente com a direção de cada extensómetro linear, designados por L2P-I (linear, localizado na zona inferior à osteotomia) e L2P-S (linear, localizado na zona superior à osteotomia) na montagem com duas placas, e L1P-I (linear, localizado na zona inferior à osteotomia) e L1P-S (linear, localizado na zona inferior à osteotomia) na montagem com uma placa. Os extensómetros foram ligados cada um em quarto de ponte, a um sistema de aquisição da *National Instruments*<sup>®</sup>, com duas placas com a referência 9219 convergentes num chassis com a referência NI-cDAQ-9174, permitindo o registo do sinal de todos os extensómetros ao mesmo tempo. A aquisição dos dados foi garantida através de um programa de aquisição, em linguagem *Labview*<sup>®</sup>, com calibração automática. A parte inferior do fémur é ancorada num bloco de alumínio (Lopes, 2014), cujas superfícies interiores permitem o encaixe, quase perfeito, dos côndilos do fémur, designado por apoio fixo. Os ensaios experimentais foram executados numa máquina de teste universal *SHIMADZU*<sup>®</sup> AG-10 com célula de carga de 5 kN e *software* TrapeziumX, sendo o apoio fixo



ancorado rigidamente na parte inferior do equipamento. Na extremidade da haste de atuação da máquina é aplicada uma placa de carregamento com contacto direto com a cabeça do fémur. Esta placa é constituída por um disco de alumínio e PA6 para evitar provocar danos na cabeça do fémur durante os ensaios experimentais. Os ensaios foram realizados em contexto laboratorial, com ambiente controlado. Os ensaios foram efetuados com velocidade de avanço de 1 mm/s e, aplicada uma força de 300 N durante 30 s. Realizaram-se 5 aquisições pelo menos, para garantir a repetibilidade do ensaio, com um tempo de espera entre cada uma de 20 minutos para recuperação do protótipo.

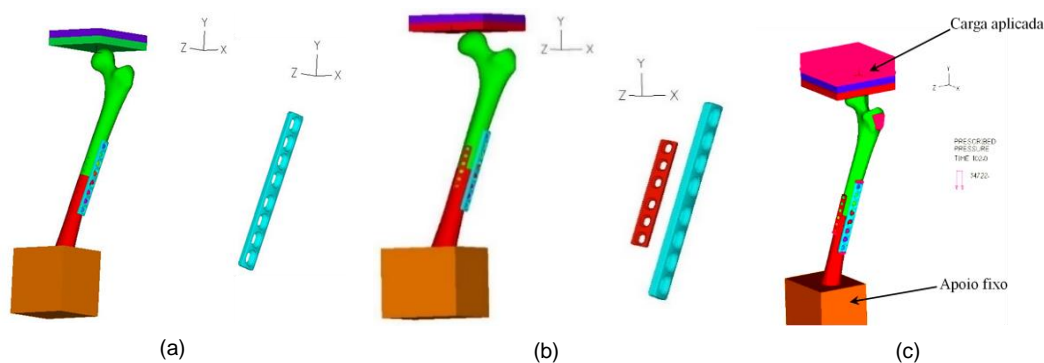
A correlação digital de imagem (DIC, do inglês *Correlation Digital Image*) foi considerada na abordagem experimental para avaliar os deslocamentos na superfície lateral da placa de oito furos nos dois modelos (Fig. 3). A recolha de imagens foi realizada na resolução máxima 1624x1224 pixels, com duas câmaras de alta velocidade (*Point Grey GRAS-20S4M-C*), numa posição estereoscópica a aproximadamente 45°, e simétricas relativamente ao fémur. A deformação observada nos ensaios experimentais foi comparada com a deformação obtida nos modelos numéricos permitindo identificar os pontos onde a deformação é superior.



**Fig. 3 – Montagem Experimental.**

Foi desenvolvido um modelo numérico através do *software ADINA®*, baseado no modelo experimental descrito. A Fig. 4 apresenta as condições do modelo numérico para uma placa (a) e duas placas (b), com a definição de um bloco rígido envolvente da zona dos cõndilos, e uma placa de contacto para aplicação da carga(c). A osteotomia é definida a partir de um corte na zona central da diáfise do fémur, perpendicular ao eixo anatómico do fémur, separando a parte distal da proximal. A compressão é realizada no fémur, quando são colocadas as placas de

osteossíntese, e é garantida pelo posicionamento dos dois parafusos mais próximos da osteotomia (opostos à osteotomia). Os parafusos foram modelados de forma simplificada, considerando o seu diâmetro médio. As condições de solicitação consideram uma força aplicada na cabeça do fémur (pressão uniforme), a qual é exercida através de uma placa em contacto com a superfície superior da cabeça do fémur, a pressão uniforme é aplicada na direção normal ao plano XZ segundo a direção do eixo Y. A parte distal do fémur está envolvida num bloco, para garantir o encastramento do fémur e simular os ensaios experimentais que verificam as condições previstas na norma F384-12 (ASTM, 2014).



**Fig. 4 – Modelos numéricos estudados em ADINA® (a) modelo uma placa; (b) modelo duas placas, (c) carregamento aplicado.**

Os parafusos são do tipo *3D-Solid* (designação do *software*) com um tratamento especial do tipo *Bolt*, que permite especificar a força de pré-tensão, e/ou a redução do seu comprimento, para simular o aperto dos mesmos ao longo do tempo. Nos dois modelos, os parafusos próximos da osteotomia são os primeiros a apertar, com uma força de pré-tensão de 200 N, iniciando o aperto pelo cortical distal, e depois o a cortical proximal. Posteriormente, são apertados os restantes parafusos, intercalando a zona distal e proximal, aumentando gradualmente o valor de força de aperto dos parafusos até realizar um aperto final de 1000 N em todos os parafusos. No modelo de duas placas o procedimento de aperto é idêntico, sendo intercalado o aperto entre as duas placas, iniciando o aperto pelo parafuso de compressão na zona distal da placa de oito furos, e depois o parafuso de compressão da zona proximal da mesma placa, de seguida repete-se este procedimento para a placa de seis furos, e só depois se apertam os parafusos de fixação da placa de oito furos e de seis furos, respetivamente. As condições de contacto entre os componentes do modelo consideram a continuidade de material entre as superfícies de contacto dos vários componentes. As zonas de contacto entre o osso e as placas foram definidas com continuidade de material, as restantes superfícies, tais como as zonas de contacto entre o osso e as placas, e entre as placas e os parafusos mantém a



possibilidade de existir movimento relativo entre elas. Após um estudo de convergência, o tamanho da aresta do elemento finito otimizado foi de 2 mm. Nas zonas mais críticas, tais como os parafusos, as placas de osteossíntese e zona dos furos no fémur, a malha foi refinada tendo o elemento um tamanho de aresta da ordem de 0,5 mm. Assim, o modelo contém 1 459 856 e 1 772 512 elementos para o modelo com uma placa e duas placas, respetivamente. Foi utilizado um elemento finito *3D-Solid*, sólidos hexaédricos regulares não estruturados, de 8 nós e 3 graus de liberdade por nó, correspondente aos deslocamentos nos 3 eixos ortogonais.

### 3. RESULTADOS

#### 3.1. RESULTADOS EXPERIMENTAIS

As tensões principais são calculadas a partir da equação (2) em que  $\sigma_{1,2}$  ( $\sigma_3 = 0$ ) representam as deformações principais,  $\varepsilon_{A,B,C}$  e corresponde à deformação no extensómetro da roseta a 0°, 45° e 90° e  $\nu$  representa o coeficiente de *Poisson* do material. A partir das tensões principais calcula-se a tensão de *von Mises* através da equação (1). A Tabela 1 descreve os resultados obtidos nos ensaios experimentais realizados.

$$\sigma_{1,2} = \frac{E}{2} \left[ \frac{\varepsilon_A + \varepsilon_C}{1 + \nu} \pm \frac{\sqrt{2}}{1 + \nu} \sqrt{(\varepsilon_A + \varepsilon_B)^2 + (\varepsilon_B - \varepsilon_C)^2} \right] \quad (2)$$

$$\sigma_{vonMises} = \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (3)$$

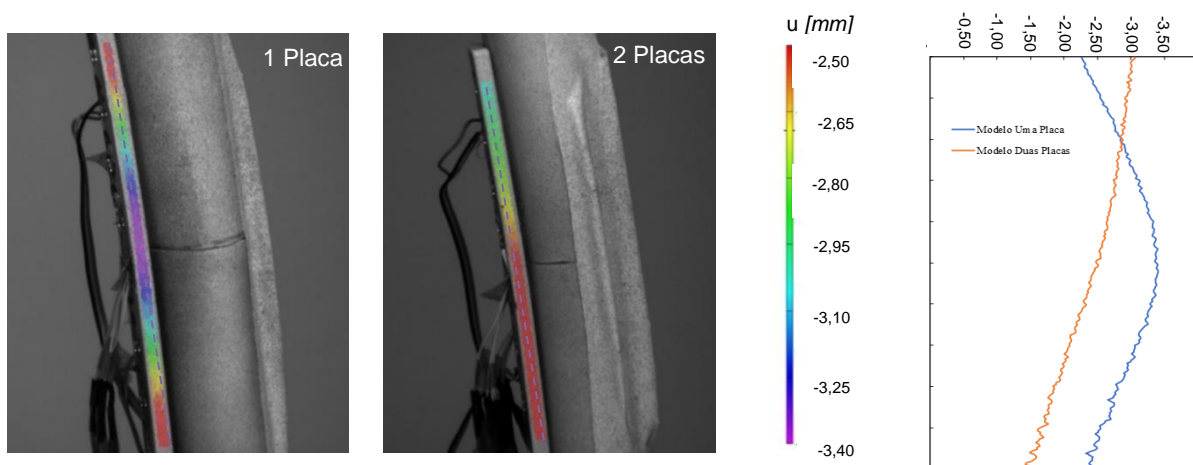
**Tabela 1 - Tensões principais e *von Mises* em cada roseta e tensões lineares em cada extensómetro.**

	$\sigma_1$ [MPa]	$\sigma_2$ [MPa]	$\sigma_{von Mises}$ [MPa]	$\sigma$ [MPa]
<u>Modelo 2 Placas</u>				
R2P8	4,08	-0,47	6,13	--
R2P6	6,45	-0,21	9,27	--
L2P-I				17,78
L2P-S				14,82
<u>Modelo 1 Placa</u>				
R1P8	34,07	-11,32	57,87	--
L1P-I				34,99
L1P-S				33,71

Observando os resultados na zona mais desfavorável das placas de oito furos, o valor máximo de tensão principal e de *von Mises* corresponde à roseta R1P8, do modelo de uma placa, isto

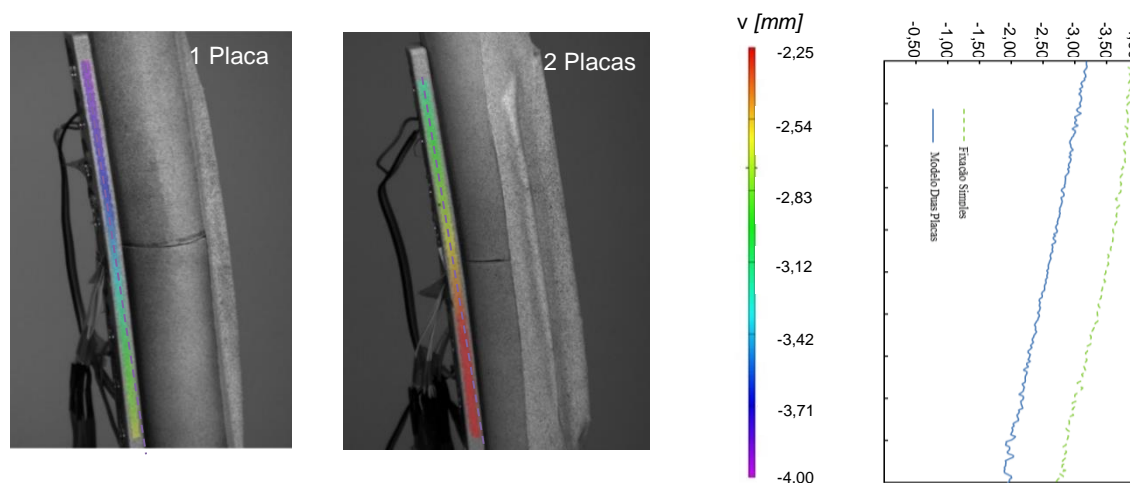
é, na zona central da placa que neste caso esta colocada na zona da osteotomia. Comparando com o modelo de duas placas (R2P8), observa-se uma diminuição do valor das tensões em cerca de 84%. Também nos registos obtidos com os extensómetros lineares se observa uma redução em cerca de 49% nos extensómetros colados na parte superior, e 56% nos da parte inferior. Os resultados permitem afirmar que as tensões desenvolvidas são superiores no modelo de fixação de uma placa, quando comparado com o modelo de fixação de duas placas.

A correlação de imagem permite comparar a distribuição do deslocamento dos modelos na placa de 8 furos. Avaliou-se o deslocamento na direção horizontal ( $u$ ) que ocorrem no plano da placa, considerando que a origem do sistema de eixo está localizada no centro de cada imagem, e a partir desse ponto coloca-se o sistema de eixos matemáticos, e o deslocamento na direção vertical ( $v$ ). O deslocamento horizontal no modelo de uma placa é maior na zona da osteotomia, no entanto, no modelo de duas placas o deslocamento é menor na zona mais afastada da osteotomia da parte fixa do fémur aumentando na zona oposta, como se observa na Fig. 5.



**Fig. 5 – Deslocamentos segundo a direção horizontal na lateral das placas de oito furos.**

O deslocamento horizontal máximo registado no modelo de uma placa ocorre na zona central da placa, no entanto, para o modelo de duas placas, como é mais rígido na zona distal, o deslocamento diminui da zona proximal para a distal. Na Fig. 6, observa-se que o deslocamento vertical tem um comportamento semelhante nos dois modelos, mas os valores de deslocamento são sempre inferiores para o modelo de duas placas. Quando se observa a correlação de imagem verifica-se que o deslocamento máximo ocorre na zona proximal, diminuindo ao longo da placa.



**Fig. 6 – Evolução do deslocamento vertical na placa de oito furos.**

Com o modelo de fixação dupla os deslocamentos diminuíram obtendo-se um modelo mais rígido, em conformidade com o defendido por Lindsey *et al.* (Lindsey *et al.*, 2009). Os valores registados no modelo de duas placas diminuem ao longo da placa, contrariamente ao que sucede para fixação simples, uma vez que os valores tendem a aumentar desde a extremidade superior até à zona intermédia, voltando a diminuir até à extremidade inferior.

### 3.2. RESULTADOS NUMÉRICOS

O modelo numérico permite avaliar os deslocamentos para posterior comparação com os resultados experimentais. O deslocamento segundo as direções X e Y na espessura da placa de oito furos para os dois modelos, é maior segundo a direção X e diminui da zona proximal para a distal. Contudo, na Fig. 7 é possível observar que a zona com maior deslocamento é diferente nos dois modelos, estando localizado o ponto com maior deslocamento (identificado com triângulo) no modelo de uma placa na vizinhança proximal da osteotomia, enquanto no modelo de duas placas surge no ponto mais proximal da placa. A introdução da segunda placa no modelo traduz-se numa diminuição do deslocamento em X e Y de aproximadamente 18%. O deslocamento horizontal máximo registado no modelo de uma placa ocorre na zona central da placa, no entanto, para o modelo de duas placas, como é mais rígido na zona distal, o deslocamento diminui da zona proximal para a distal, (Paulino, 2020). Já o deslocamento vertical máximo ocorre na zona distal de ambos os modelos.

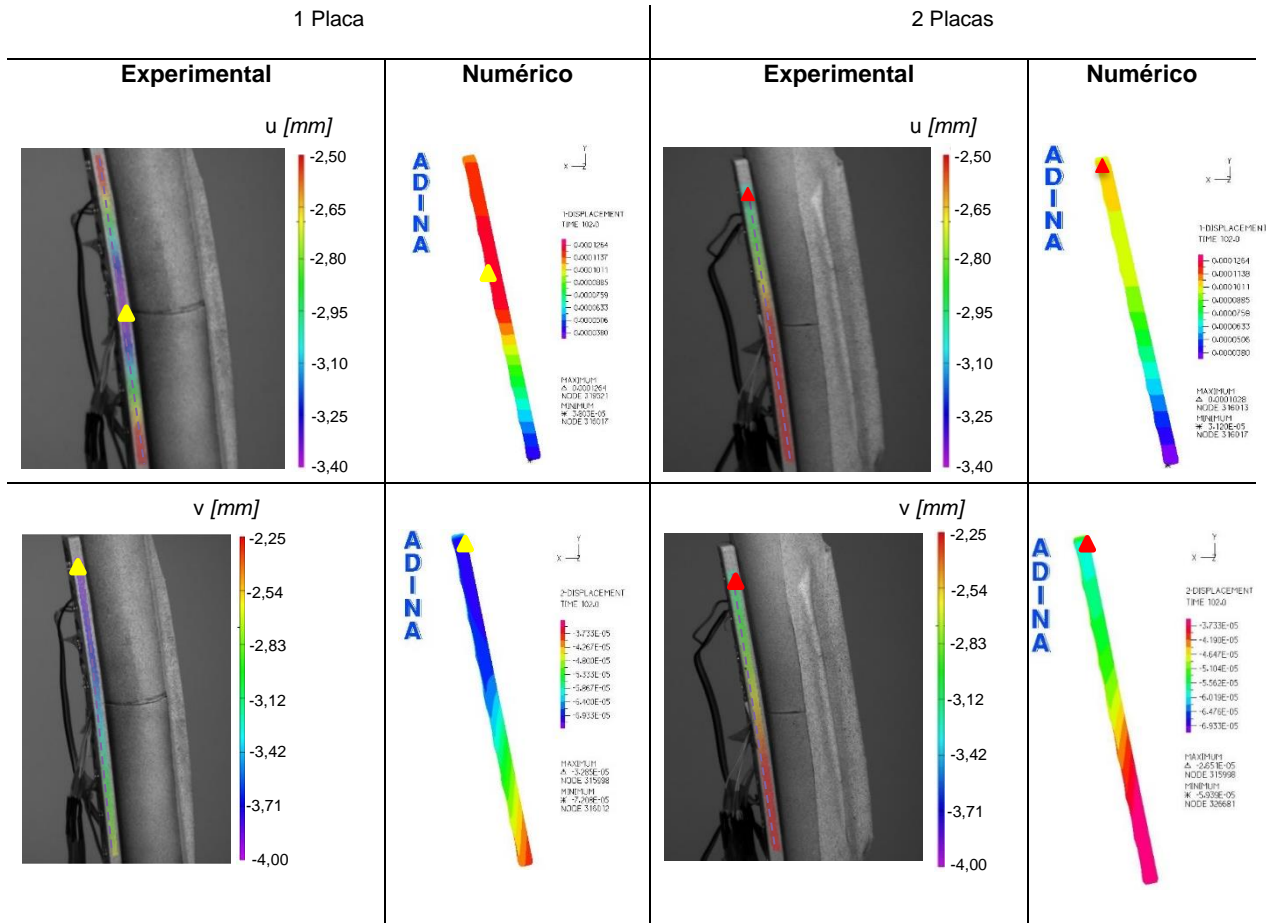


Fig. 7 – Deslocamento horizontal/vertical na placa de oito furos.

O modelo numérico permite observar a distribuição das tensões de *von Mises* nos parafusos, verificando-se que estas são máximas nos parafusos mais próximos da osteotomia da zona proximal, tal como se apresenta na Fig. 8. A análise dos valores máximos de tensão de *von Mises* nos parafusos mais próximos da osteotomia indica uma redução de, aproximadamente, 32%, quando aplicada a segunda placa de osteossíntese.

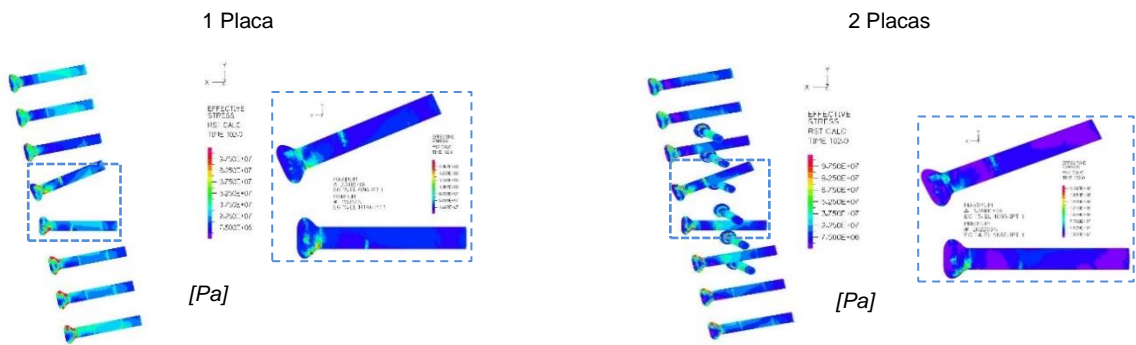
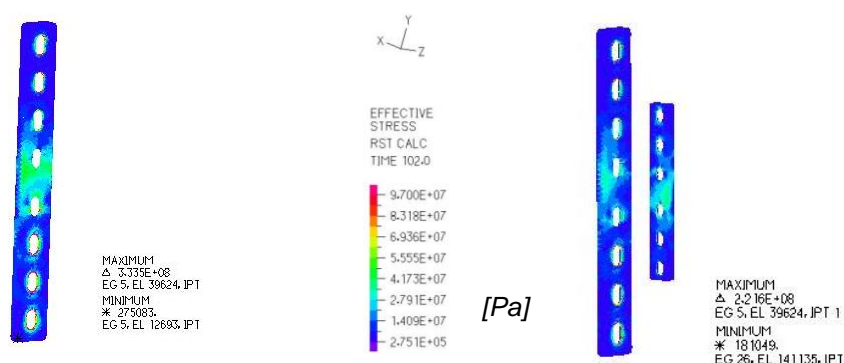


Fig. 8 – Distribuição das tensões de *von Mises* nos parafusos. (a) modelo uma placa, (b) modelo duas placas.

A avaliação comparativa da distribuição das tensões de *von Mises* nas placas de osteossíntese (Fig. 9), mostra que existem tensões mais elevadas nos furos mais próximos da osteotomia na zona proximal do fémur. Os resultados indicam que as tensões máximas no modelo de uma placa situam-se na zona da osteotomia, e que com introdução da segunda placa as tensões máximas na placa de oito furos passam a estar localizadas nos furos mais próximos da osteotomia, mas da zona proximal. Além disso, no modelo de duas placas a tensão máxima passa a situar-se na segunda placa.



**Fig. 9 – Tensão de *von Mises* nos dois modelos em estudo.**

Este estudo pretende contribuir com resultados que permitem avaliar a vantagem sobre a utilização de uma ou de duas placas de osteossíntese para estabilização de uma osteotomia.

É importante referir que a comparação quantitativa entre os valores numéricos e experimentais poderia conduzir a variações relativas significativas, pois é bastante difícil replicar o procedimento experimental realizado em contexto clínico, devido a grande variação de fatores que influenciam o aperto dos parafusos e placas. Neste contexto, a comparação dos resultados sugere que a aplicação de duas placas para estabilização de fraturas, ou osteotomias com aloenxertos, será uma solução benéfica. Relativamente ao comportamento estrutural das placas, os modelos numéricos e experimentais permitiram identificar as deformações ao longo das placas, sugerindo que a utilização das duas placas permite diminuir as deformações locais e, por isso, reduz a probabilidade de rotura das mesmas. Comparando a distribuição do deslocamento horizontal na espessura da placa de oito furos, dos modelos numéricos com a distribuição (variação) obtida através da correlação digital de imagem (Fig. 7), é possível concluir que as duas distribuições são semelhantes. Os resultados qualitativos evidenciam que, a osteossíntese do fémur com uma placa permite maiores deslocamentos na proximidade da osteotomia do que a osteossíntese do fémur com duas placas. Assim, introduzindo uma segunda placa é possível garantir maior estabilidade na osteotomia devido à diminuição do deslocamento nessa zona.



#### 4. CONCLUSÕES

Os resultados evidenciam que, a osteossíntese do fémur com uma placa permite maiores deslocamentos na proximidade da osteotomia, assim, introduzindo uma segunda placa é possível garantir maior estabilidade na osteotomia. Comparando a distribuição do deslocamento horizontal na espessura da placa de oito furos dos modelos numéricos, com a distribuição (variação) obtida através da correlação digital de imagem, é possível concluir que as duas distribuições são semelhantes.

Assim, tendo em conta os resultados a partir dos modelos numéricos biomecânicos que foram implementados, pode-se afirmar que a aplicação da segunda placa será benéfica, traduzindo-se numa melhor estabilização, o que pode favorecer a osteointegração, reduzindo o tempo de recuperação do paciente.

#### AGRADECIMENTOS

Este trabalho é financiado por fundos FEDER do programa COMPETE – Programa Operacional Fatores de Competitividade – e fundos nacionais através da FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia –, no âmbito do projeto UIDB/00285/2020.

#### REFERÊNCIAS

- Albergo, J., Gaston, C., Aponte-Tinao, L., Ayerza, M., Muscolo, L., Farfalli, G., Jeys, L., Carter, S., Tillman, R., Abudu, A., & Grimer, R. (2017). Proximal Tibia Reconstruction After Bone Tumor Resection: Are Survivorship and Outcomes of Endoprosthetic Replacement and Osteoarticular Allograft Similar? *Clinical Orthopaedics and Related Research*®, 475(3), 676–682. <https://doi.org/10.1007/s11999-016-4843-y>
- Aponte-Tinao, L., & Ayerza, M. (2015). Should Fractures in Massive Intercalary Bone Allografts of the Lower Limb Be Treated With ORIF or With a New Allograft? *Clin Orthop Relat Res*, 473, 805–811. <https://doi.org/10.1007/s11999-014-3659-x>
- Bus, M. (2018). *Reconstructive Techniques in Musculoskeletal Tumor Surgery*. Nederlandse Orthopaedische.
- Maimaitiyiming, A., Amat, A., Rehei, A., Tusongjiang, M., & Li, C. (2015). Treatment of the femoral shaft nonunion with double plate fixation and bone grafting: A case series of 14 patients. *Injury, Int. J. Care Injured*, 46(6), 1102–1107. <https://doi.org/10.1016/j.injury.2015.01.009>
- Paulino, M.F. 2020. *Desenvolvimento de Metodologias de Consolidação do Calo Ósseo e de Reabsorção Óssea Recorrendo a Sistemas de Fixação Externa e Fixação Interna*, Tese de Doutoramento, Universidade de Coimbra.



# AVALIAÇÃO DA DEFORMAÇÃO EM PLACAS DE OSTEOSSÍNTESE - COMPARAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAL

Maria F. Paulino<sup>1</sup>, Ana Messias<sup>1</sup>, Ana M. Amaro<sup>1</sup>, Luis Roseiro<sup>1,2</sup>, Maria A. Neto<sup>1</sup>, Inês Balacó<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Universidade de Coimbra, CEMMPRE, DEM, Portugal; [maria.paulino@uc.pt](mailto:maria.paulino@uc.pt), [ana.messias@uc.pt](mailto:ana.messias@uc.pt),  
[ana.amaro@dem.uc.pt](mailto:ana.amaro@dem.uc.pt), [augusta.neto@dem.uc.pt](mailto:augusta.neto@dem.uc.pt)

<sup>2</sup> Instituto Politécnico de Coimbra ISEC, DEM, Portugal; [lroseiro@isec.pt](mailto:lroseiro@isec.pt)

<sup>3</sup> Serviço de Ortopedia Pediátrica do Hospital Pediátrico de Coimbra – CHUC, EPE, Portugal  
[inesbalaco@gmail.com](mailto:inesbalaco@gmail.com)

## RESUMO

O fémur é o maior osso do corpo humano e um dos principais responsáveis pela locomoção do indivíduo. Por vezes existem malformações que provocam problemas diversos, tais como o nanismo ou tumores ósseos. No caso de problemas oncológicos, um dos tratamentos mais recorrentes é o recurso a aloenxertos, sendo a estabilização óssea conseguida através de placas de osteossíntese. Alguns clínicos utilizam duas placas de osteossíntese, para garantir uma maior estabilização e promover uma recuperação mais rápida do paciente. Este estudo permitiu comparar, numericamente e experimentalmente, a utilização de uma e duas placas de osteossíntese na estabilização de osteotomias em fémures sintéticos, e recorreu-se à correlação digital de imagem para analisar a distribuição das deformações nas placas. Concluiu-se que a aplicação de uma segunda placa de osteossíntese conduz a uma maior estabilização das osteotomias do fémur.

Palavras-chave: Placa de Osteossíntese, Osteotomia, Fixação Interna, Correlação Imagem.

## 1. INTRODUÇÃO

A aplicação das placas de osteossíntese no fémur tem como objetivo estabilizar as partes separadas, mantendo-as na sua posição anatómica, mas permitindo a formação e regeneração do calo ósseo, que garante a recuperação do paciente. Quando é necessário aplicar aloenxertos, principalmente em patologias oncológicas nas reconstruções dos ossos longos, (Aponte-Tinao & Ayerza, 2015; Maimaitiyiming *et al.*, 2015), alguns profissionais de saúde defendem a aplicação de duas placas posicionadas ortogonalmente para garantir maior estabilidade, evitando a falência dos parafusos e placas de osteossíntese. Considera-se neste trabalho um modelo que envolve uma osteotomia na diáfise do fémur, sendo a osteotomia estabilizada por uma ou duas placas osteossíntese (Albergo *et al.*, 2017; Aponte-Tinao & Ayerza, 2015; Bus, 2018). Compara-se o deslocamento das placas observado experimentalmente através de correlação digital de imagem com o modelo numérico.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

Para a realização deste estudo recorreu-se a dois fémures esquerdos, da marca *Sawbones*<sup>®</sup> modelo artificial da 4ª geração. As placas de osteossíntese, uma de oito furos e outra de seis furos, foram desenvolvidas e construídas num aço X42Cr13, com as dimensões de 135x16 [mm] e 73x10 [mm], respetivamente. Foi realizada a osteotomia na zona central do fémur e aplicadas as placas de osteossíntese de forma a imobilizar as partes. A placa de maior dimensão (8 furos) é colocada na lateral do fémur, e a menor ortogonalmente. A fixação das placas é efetuada com parafusos corticais e de fixação. Os fémures foram sujeitos a ensaios à compressão recorrendo à máquina SHIMADZU AUTOGRAPH do modelo AG-10, impondo a carga máxima de 300 N que reflete a distribuição do peso corporal, aplicado na cabeça do fémur. A correlação digital de imagem (DIC, do inglês Correlation Digital Image) foi considerada na abordagem experimental para avaliar os deslocamentos na superfície lateral da placa de oito furos. A recolha de imagens foi realizada na resolução máxima 1624x1224 pixels, com duas câmaras de alta velocidade (Point Grey GRAS-20S4M-C), numa posição estereoscópica a aproximadamente 45°, e simétricas relativamente ao fémur. A deformação observada

nos ensaios experimentais foi comparada com a avaliada através dos modelos numéricos permitindo identificar os pontos onde ocorre maior deformação.

### 3. RESULTADOS

Na Fig. 1 apresentam-se as imagens comparativas do deslocamento na direção horizontal ( $u$ ) que ocorrem no plano da placa. O deslocamento horizontal máximo registado no modelo de uma placa ocorre na zona central da placa, no entanto, para o modelo de duas placas, como é mais rígido na zona distal, o deslocamento diminui da zona proximal para a distal, (Paulino, 2020).

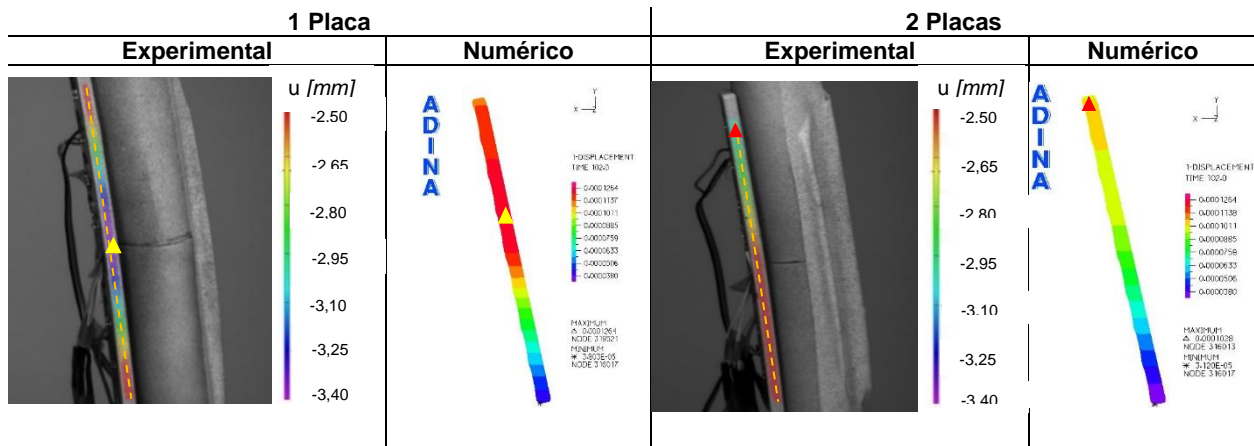


Fig. 1 – Deslocamento na placa de oito furos.

### 4. CONCLUSÕES

Os resultados evidenciam que, a osteossíntese do fémur com uma placa permite maiores deslocamentos na proximidade da osteotomia, assim, introduzindo uma segunda placa é possível garantir maior estabilidade na osteotomia. Comparando a distribuição do deslocamento horizontal na espessura da placa de oito furos dos modelos numéricos, com a distribuição (variação) obtida através da correlação digital de imagem, é possível concluir que as duas distribuições são semelhantes.

### AGRADECIMENTOS

Este trabalho é financiado por fundos FEDER do programa COMPETE – Programa Operacional Fatores de Competitividade – e fundos nacionais através da FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia –, no âmbito do projeto UIDB/00285/2020.

### REFERÊNCIAS

- Albergo, J., Gaston, C., Aponte-Tinao, L., Ayerza, M., Muscolo, L., Farfalli, G., Jeys, L., Carter, S., Tillman, R., Abudu, A., & Grimer, R. (2017). Proximal Tibia Reconstruction After Bone Tumor Resection: Are Survivorship and Outcomes of Endoprosthetic Replacement and Osteoarticular Allograft Similar? *Clinical Orthopaedics and Related Research*, 475(3), 676–682. <https://doi.org/10.1007/s11999-016-4843-y>
- Aponte-Tinao, L., & Ayerza, M. (2015). Should Fractures in Massive Intercalary Bone Allografts of the Lower Limb Be Treated With ORIF or With a New Allograft? *Clin Orthop Relat Res*, 473, 805–811. <https://doi.org/10.1007/s11999-014-3659-x>
- Bus, M. (2018). *Reconstructive Techniques in Musculoskeletal Tumor Surgery*. Nederlandse Orthopaedische.
- Maimaitiyiming, A., Amat, A., Rehei, A., Tusongjiang, M., & Li, C. (2015). Treatment of the femoral shaft nonunion with double plate fixation and bone grafting: A case series of 14 patients. *Injury, Int. J. Care Injured*, 46(6), 1102–1107. <https://doi.org/10.1016/j.injury.2015.01.009>
- Paulino, M.F. 2020. *Desenvolvimento de Metodologias de Consolidação do Calo Ósseo e de Reabsorção Óssea Recorrendo a Sistemas de Fixação Externa e Fixação Interna*, Tese de Doutoramento, Universidade de Coimbra.

## ESTUDO EXPERIMENTAL DE *ENDPLATES* PARA ASAS FINITAS

Tiago Rocha <sup>1</sup>, André Oliveira <sup>2</sup>, Luís Eça <sup>3</sup> & André Marta <sup>4</sup>

Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior Técnico, Portugal,

<sup>1</sup> [tiago.pereira.rocha@tecnico.ulisboa.pt](mailto:tiago.pereira.rocha@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>2</sup> [andrerochaoliveira@tecnico.ulisboa.pt](mailto:andrerochaoliveira@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>3</sup> [luis.eca@tecnico.ulisboa.pt](mailto:luis.eca@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>4</sup> [andre.marta@tecnico.ulisboa.pt](mailto:andre.marta@tecnico.ulisboa.pt)



### RESUMO

Os apêndices aerodinâmicos dos carros *Formula Student* têm-se tornado cada vez mais complexos. No entanto, devido às velocidades relativamente baixas atingidas pelos carros e aos constrangimentos impostos pelas regras das competições, a sustentação que os carros produzem acarreta consigo elevados valores de resistência.

Um conceito alternativo para as *endplates* da asa traseira de um *Formula Student* é apresentado com o objetivo de reduzir a resistência global da mesma. Para esse efeito, perfis alares são usados como secção das *endplates*.

Um modelo à escala 1:2,5 foi construído para testar em túnel de vento. Três configurações geométricas foram testadas: asa sem placas; asa com placas planas e placas com perfil. A utilização de duas instalações experimentais permitiu avaliar a influência do número de Reynolds no desempenho da solução proposta. Os resultados obtidos confirmaram o potencial do conceito e mostraram efeitos de escala significativos associados aos baixos números de Reynolds.

Palavras-chave: *Formula Student* / Asas finitas / *Endplates* / Túnel de vento / Sustentação e resistência

## 1. INTRODUÇÃO

As características aerodinâmicas no desporto automóvel têm sido um fator diferenciador do desempenho desde a década de 1960, quando asas foram usadas pela primeira vez na Fórmula 1 (Katz 2003). O uso de superfícies sustentadoras aumenta a carga vertical nos pneus, reduzindo o escorregamento,  $\beta$ , necessário para a mesma força horizontal (Eq. (1)).

$$\mu = \frac{F_{\xi}}{F_z} \quad (1)$$

onde  $F_{\xi}$  é uma componente da força paralela ao chão, e  $F_z$  é a força vertical. A carga aerodinâmica gerada pelas superfícies sustentadoras assim como efeito aumentar os limites de desempenho do automóvel sem acrescentar massa ao mesmo. A carga aerodinâmica é normalmente gerada recorrendo ao uso de asas, venturis e fundos planos (Trzesniowski 2014).

### 1.1. Aerodinâmica na Formula Student

A Formula Student é uma competição mundial para estudantes de engenharia em que estes projetam, constroem e competem com protótipos em diferentes eventos estáticos e dinâmicos (FSG 2020). Um sistema de pontos é usado para classificar as equipas concorrentes, com ênfase no desempenho dos protótipos na pista.

Os apêndices aerodinâmicos têm cada vez mais preponderância para o desempenho dos protótipos, pelo que se têm tornado cada vez mais complexos. As asas produzem cerca de 75% de toda a sustentação dos carros, sendo a asa traseira responsável pela maior parte da resistência dos mesmos (ver Tabela 1).

**Tabela 1 - Distribuição das forças por componente de um carro FS. Valores cedidos pela FST Lisboa.**

Componente	$C_D$	$C_D$ (%)	$C_L$	$C_L$ (%)	$C_L/C_D$
Asa Dianteira	-0.175	13.7	-1.165	39.8	6.669
Asa Traseira	-0.487	38.1	-1.010	34.5	2.072
Fundo Plano	-0.140	10.9	-0.697	23.8	4.994
Rodas Dianteiras	-0.066	5.1	0.051	-1.7	-0.780
Rodas Traseiras	-0.074	5.8	0.037	-1.2	-0.495
Sidepod	0.013	-1.0	0.105	-3.6	8.154
Outros	-0.350	27.4	-0.247	8.4	0.706
Total	-1.278	100	-2.926	100	2.289

Os regulamentos técnicos da Formula Student limitam as dimensões dos apêndices aerodinâmicos usados pelas equipas. Isto resulta em asas traseiras com muito baixo alongamento, sendo a causa dos elevados valores de resistência como visto na Tabela 1. Ao tentarem aumentar a carga aerodinâmica das asas traseiras, é frequente as equipas recorrerem ao uso de *gurney flaps* no bordo de fuga não só do hiper-sustentador da asa, mas também no das *endplates* (Fig. 1). Estes originarão ali uma zona de separação, acarretando uma penalização em termos de resistência.

Este trabalho propõe a utilização de perfis aerodinâmicos como secção das *endplates* como alternativa ao uso de *gurney flaps*. A *endplate* é assim convertida numa superfície sustentadora, reduzindo o ângulo de ataque induzido da asa  $\alpha_i$  e conseqüentemente a resistência induzida  $D_i$ , aumentando a eficiência da asa e, por conseguinte, do carro.

Este trabalho foi feito em contexto de tese de mestrado, em que a solução foi primeiro analisada em simulações numéricas no programa Star-CCM+. Diferentes perfis foram testados, bem como várias dimensões das *endplates*. Mais tarde, um modelo à escala com placas planas e outras com o perfil 2402 foi construído e testado em túnel de vento. Este artigo debruça-se sobre a parte experimental deste trabalho, sendo que os resultados destes testes são apresentados e discutidos abaixo.



**Figura 1 - Gurney flap na endplate de um carro FS.**

## **2. TESTES EXPERIMENTAIS**

Os testes foram realizados primeiro no Laboratório de Fluidos, e mais tarde no túnel Aeroacústico do laboratório de Engenharia Aeroespacial. Para isso foi construído um modelo à escala 2:5 da asa simulada com recurso à impressão 3D, com base no trabalho de simulação feito previamente. É importante referir que a comparação feita entre resultados é



de natureza qualitativa, e não quantitativa, pretendendo-se apenas encontrar tendências nos resultados obtidos.

### 2.1. Procedimento experimental

Três configurações geométricas diferentes foram testadas: uma configuração de referência sem placas; as placas planas; e as placas com o perfil 2402. Os dados foram registados para duas velocidades diferentes: 7,5 e 15 m/s. Para cada configuração, vinte aquisições foram realizadas, cada uma durante 20s a 150Hz.

Fios de lã foram adicionados às superfícies da asa para que o comportamento do escoamento sobre a asa pudesse ser visualizado e comparado com as simulações CFD. Numa fase posterior, tiras de lixa foram coladas nas superfícies do modelo. A rugosidade provoca a transição, fixando o local de transição do escoamento (Barlow 1999). Esta é usada na tentativa de simular o número de Reynolds da condição de trabalho e minimizar os efeitos de escala. O uso da rugosidade tem como consequência a eliminação de quaisquer bolhas de separação (Traub 2011).

### 2.2. Resultados

#### Asa Limpa

Os resultados estão na Tabela 2. Para o Reynolds mais baixo, as diferenças entre geometrias são significativas. A placa terminal 2402 tem menos sustentação (11,1%), mais resistência (35,2) para uma eficiência CL/CD menor (34,3%). Quando o Re foi aumentado, o CL aumentou para as duas placas e o CD diminuiu, resultando em razões CL/CD mais altas. As diferenças entre as duas placas no Reynolds mais alto foram muito menores para cada um dos três coeficientes: CL 4,5% menor, um aumento de 8,9% em CD e uma eficiência 12,3% abaixo da placa plana. Este segundo conjunto de valores aponta para uma forte influência de efeitos de números de Reynolds na velocidade mais baixa.

**Tabela 2 - Dados com a asa limpa.**

Placa	Velocidade (m/s)	Re	CL	CD	CL/CD
Sem Placas	7.823	8.50x10 <sup>4</sup>	0.186	0.018	10.563
	14.781	1.61x10 <sup>5</sup>	0.192	0.014	13.825
Plana	7.851	8.53x10 <sup>4</sup>	0.244	0.017	14.545
	14.800	1.61x10 <sup>5</sup>	0.259	0.015	17.833
2402	7.872	8.56x10 <sup>4</sup>	0.217	0.023	9.559
	14.833	1.61x10 <sup>5</sup>	0.247	0.016	15.635



### Rugosidade

A lixa tem uma influência considerável nos resultados, que são mostrados na Tabela 3. Para cada um dos números de Reynolds testados, a diferença entre as duas placas é menor com a rugosidade, principalmente para o número de Reynolds inferior, em que as diferenças para os três coeficientes CL, CD e CL/CD foram, respectivamente, 4,2% (<11.1%), 18,4% (<35.2%) e 19,1% (<34.3%) Ao  $Re=1,63 \times 10^5$ , o CL é menor em 5,7% , mas o CD da placa 2402 é na verdade 0,9% menor do que a placa plana, a primeira ocorrência de um valor de acordo com os resultados das simulações CFD. A placa 2402 tem uma eficiência 4,9% menor do que a placa plana. Estes resultados voltam a sugerir que os números de Reynolds testados têm uma influência significativa nos resultados obtidos.

**Tabela 3 - Dados do teste com rugosidade na asa.**

Placa	Velocidade (m/s)	Re	CL	CD	CL/CD
Plana	8.040	$8.74 \times 10^4$	0.187	0.021	9.114
	14.948	$1.63 \times 10^5$	0.211	0.016	12.846
2402	8.001	$8.70 \times 10^4$	0.180	0.024	7.374
	14.989	$1.63 \times 10^5$	0.199	0.016	12.221

### Ângulos de Guinada – escoamento Lateral

Dois ângulos de guinada ( $\beta$ ) foram testados para as duas configurações principais - placas planas e placas com o perfil 2402 -, cujo objetivo é simular o comportamento da asa em uma condição de curva. Os ângulos escolhidos foram 4 e 8 graus, com base na documentação da FST Lisboa. Esses dois valores cobrem toda a gama de ângulos em situação de curva num evento de Formula Student. Os coeficientes estão na Tabela 4.

Também neste caso há uma diferença significativa entre os dois números de Reynolds testados. A placa 2402 tem geralmente valores menores de CL e maiores de CD do que a placa plana. Existem também diferenças relevantes entre os ângulos testados. Embora a diferença entre valores de CL permaneça relativamente constante para os três ângulos em cada número de Reynolds, esse não é o caso com os valores de CD. Para o Re mais baixo e  $\beta = 4^\circ$ , a placa 2402 tem apenas 5,5% mais resistência do que a placa plana, enquanto para o Re mais elevado e o mesmo ângulo, o CD da placa 2402 exibe a maior diferença para a placa plana em 8,1%. Essas diferenças nos valores de CD têm repercussões na eficiência de cada uma das combinações de placa terminal e ângulo, mas todas abaixo daquelas das placas terminais planas. A inconstância verificada na diferença entre as placas aos vários

ângulos sugerem novamente uma importância número de Reynolds inferior com que os testes foram conduzidos.

**Tabela 4 - Dados com escoamento lateral.**

Placa	$\beta$ ( $^{\circ}$ )	Velocidade (m/s)	Re	CL	CD	CL/CD
	0	8.040	8.74E+04	0.187	0.021	9.114
		14.948	1.63E+05	0.211	0.016	12.846
Plana	4	7.726	8.40E+04	0.199	0.025	8.017
		15.127	1.64E+05	0.205	0.017	12.252
	8	7.927	8.62E+04	0.193	0.024	8.135
		14.765	1.61E+05	0.199	0.020	9.953
2402	0	8.001	8.70E+04	0.180	0.024	7.374
		14.989	1.63E+05	0.199	0.016	12.221
	4	8.022	8.72E+04	0.185	0.026	7.069
		14.987	1.63E+05	0.193	0.018	10.679
	8	7.990	8.69E+04	0.181	0.028	6.450
		14.985	1.63E+05	0.187	0.020	9.261

### 2.3. Túnel Aero-Acústico

Ensaio preliminares

Posteriormente, o modelo da asa foi testado no Túnel de Vento Aeroacústico do Laboratório de Engenharia Aeroespacial. Foram testadas quatro velocidades diferentes do escoamento, 15, 22.5, 30 e 37.5m/s. Com a velocidade mais elevada conseguiu-se alcançar o Reynolds de semelhança. Os resultados obtidos estão na Tabela 5.

Para o número de Reynolds mais baixo, que coincide com o número de Reynolds mais alto testado no Laboratório de Fluidos, a tendência é a mesma: a placa plana tem um CL maior, um CD menor e uma razão CL/CD mais alta. Relativamente ao CL, no segundo Re mais baixo a placa plana ainda supera a placa 2402, mas esta tendência é invertida para os dois números de Reynolds mais altos. Em relação ao CD, isso ocorre a partir do segundo Re mais baixo. Estes dados comprovam a influência que o baixo número de Reynolds tem no escoamento. Os valores de eficiência são uma consequência direta da evolução do CL e CD. Como tal, a eficiência é menor para a placa 2402 no menor Re, mas para os três números de Reynolds seguintes os dados mostram uma tendência semelhante à observada com as simulações numéricas. No maior número de Reynolds, em que o escoamento é semelhante, a tendência é a mesma daquela que foi observada nas simulações, indicando que o escoamento testado é de fato semelhante às condições simuladas no CFD. Isso indica que a solução proposta é válida para os números de Reynolds em que o Formula Student operam.

**Tabela 5 - Dados do primeiro teste no Túnel Aeroacústico.**

Analysis	Velocity	Re	CL	CD	CL/CD
Sem Placas	14.653	1.59E+05	0.463	0.284	1.631
	22.072	2.40E+05	0.491	0.247	1.989
	29.542	3.21E+05	0.222	0.142	1.560
	37.011	4.02E+05	0.239	0.114	2.105
Plana	14.653	1.59E+05	0.424	0.349	1.217
	22.072	2.40E+05	0.418	0.160	2.616
	29.542	3.21E+05	0.353	0.147	2.403
	37.011	4.02E+05	0.293	0.120	2.448
2402	14.653	1.59E+05	0.381	0.437	0.872
	22.072	2.40E+05	0.381	0.136	2.811
	29.542	3.21E+05	0.432	0.141	3.056
	37.011	4.02E+05	0.319	0.116	2.755

Ensaio com escoamento lateral

Um conjunto de ensaios finais foi realizado no túnel aero-acústico em que foi possível introduzir um ângulo de escorregamento na asa, permitindo simular uma situação em curva. Estes ensaios foram precedidos de uma re-calibração da balança, responsável pela diferença obtida nos coeficientes. No entanto, reforça-se que o que é pretendido é uma análise qualitativa dos resultados obtidos. Os coeficientes obtidos nesses testes encontram-se na Tabela 6, e o rácio dos coeficientes das duas geometrias estão na Tabela 7.

**Tabela 6 - Dados com escoamento lateral no túnel aeroacústico.**

Placa	Velocidade (m/s)	Ângulo, $\beta$ (°)								
		0			4			8		
		CL	CD	CL/CD	CL	CD	CL/CD	CL	CD	CL/CD
Plana	7,5	1,994	0,622	3,207	1,386	0,361	3,839	2,977	0,680	4,379
	15	2,326	0,737	3,155	2,028	0,524	3,872	2,266	0,510	4,440
	22,5	1,514	0,445	3,404	1,597	0,339	4,704	1,676	0,276	6,081
	30	1,390	0,353	3,942	1,488	0,239	6,234	1,571	0,150	10,466
	37,5	1,418	0,319	4,438	1,450	0,152	9,550	1,823	0,179	10,159
2402	7,5	0,944	0,248	3,804	0,817	0,145	5,614	0,789	0,128	6,149
	15	1,969	0,570	3,456	2,081	0,475	4,384	2,203	0,458	4,810
	22,5	1,424	0,363	3,922	1,547	0,273	5,676	1,695	0,246	6,884
	30	1,312	0,285	4,606	1,540	0,210	7,333	1,729	0,177	9,781
	37,5	1,390	0,264	5,266	1,660	0,211	7,865	1,891	0,183	10,359

Olhando para o rácio entre os coeficientes de sustentação para o escoamento em linha reta, com o aumento da velocidade, estes vão se aproximando, até a diferença ser de apenas 2% no escoamento de semelhança. Nos ângulos 4 e 8, na maioria das velocidades o CL da placa 2402 excede o da placa plana, sendo que só na velocidade mais baixa há uma discrepância significativa em detrimento da placa 2402, como aliás já era evidente nos dados do laboratório de fluidos.

No que diz respeito ao CD, em linha reta a placa 2402 tem consistentemente valores de resistência mais baixos, na ordem dos 20% para as 4 velocidades mais altas. A 4<sup>o</sup>, a resistência continua mais baixa, mas desta vez na ordem dos 10%, exceto na velocidade mais alta em que há um forte aumento da resistência (40%). Com 8<sup>o</sup>, a resistência é cerca de 10% inferior a 15 e 22.5 m/s, enquanto a 30 m/s é 18% mais alta. Para o escoamento de semelhança, a diferença entre ambas as configurações é pequena (cerca de 2%).

Estas variações nos coeficientes nas várias condições do escoamento traduzem-se nos valores da eficiência da seguinte forma: a 0<sup>o</sup>, o aumento da eficiência da placa 2402 oscila entre 10% e 19%, sendo que é de 19% para o escoamento de semelhança; a 4<sup>o</sup>, vemos também aumentos significativos de eficiência, embora no escoamento de semelhança a eficiência seja inferior como consequência do forte aumento da resistência verificado nesta configuração; a 8<sup>o</sup>, a eficiência é moderadamente superior, salvo para os 30 m/s, e no escoamento de semelhança é de apenas 2%

**Tabela 7 - Rácio entre os coeficientes das forças das placas com o perfil 2402 relativamente às placas planas.**

Velocidade (m/s)	Ângulo, $\beta$ ( $^{\circ}$ )								
	0			4			8		
	CL	CD	CL/CD	CL	CD	CL/CD	CL	CD	CL/CD
7,5	0,47	0,40	1,19	0,59	0,40	1,46	0,26	0,19	1,40
15	0,85	0,77	1,10	1,03	0,91	1,13	0,97	0,90	1,08
22,5	0,94	0,82	1,15	0,97	0,80	1,21	1,01	0,89	1,13
30	0,94	0,81	1,17	1,03	0,88	1,18	1,10	1,18	0,93
37,5	0,98	0,83	1,19	1,14	1,39	0,82	1,04	1,02	1,02

### 3. CONCLUSÕES

Os testes experimentais forneceram dois conjuntos de dados. Os testes no laboratório de fluidos mostraram um efeito significativo do número de Reynolds nos coeficientes das forças. Também mostraram que, embora seja um túnel de vento de baixo Reynolds, em que efeitos de escala são grandes, conclusões pertinentes podem ser retiradas. Isso aplica-se especialmente se os testes forem combinados com simulações que imitem as condições do túnel de vento. Os testes realizados no Túnel Aeroacústico provaram a validade do conceito desenvolvido nas simulações. Foi possível explorar efeitos de escala e confirmar o forte efeito do número de Reynolds. Os testes com os ângulos de guinada mostraram que o conceito poderá ter utilidade num contexto de Formula Student às velocidades usadas no evento.

### 4. REFERÊNCIAS

- Formula Student Germany. Formula student rules 2020, 2020
- Katz, J. 2003. Race Car Aerodynamics: Designing for Speed. Bentley Publishers. ISBN 978-0-837-60142-7
- Pope, A., Barlow, J. B., Rae, W. H. 1999. Low-Speed Wind Tunnel Testing, 3rd Edition. John Wiley and Sons, INC..
- Traub, L. 2011. Experimental investigation of the effect of trip strips at low Reynolds number. Journal of Aircraft.
- Trzesniowski, M 2014. Rennwagentechnik: Grundlagen, Konstruktion, Komponenten, Systeme, chapter Aerodynamik Aerodynamics. Springer Fachmedien Wiesbaden. ISBN 978-3-658-04918-8

## ESTUDO EXPERIMENTAL DE *ENDPLATES* PARA ASAS FINITAS

Tiago Rocha <sup>1</sup>, André Oliveira <sup>2</sup>, Luís Eça <sup>3</sup> & André Marta <sup>4</sup>

Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior Técnico, Portugal,

<sup>1</sup> [tiago.pereira.rocha@tecnico.ulisboa.pt](mailto:tiago.pereira.rocha@tecnico.ulisboa.pt)

[andrerochaoliveira@tecnico.ulisboa.pt](mailto:andrerochaoliveira@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>3</sup> [luis.eca@tecnico.ulisboa.pt](mailto:luis.eca@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>4</sup> [andre.marta@tecnico.ulisboa.pt](mailto:andre.marta@tecnico.ulisboa.pt)

### RESUMO

Os apêndices aerodinâmicos dos carros *Formula Student* têm-se tornado cada vez mais complexos à medida que melhorias significativas se vão revelando cada vez mais difíceis de alcançar. Dado que as velocidades atingidas pelos carros em pista são relativamente baixas, e devido aos constrangimentos impostos pelas regras das competições, a sustentação que os carros produzem acarreta consigo elevados valores de resistência. Isto é particularmente relevante na classe elétrica, onde a autonomia da bateria é um dos maiores desafios.

Este trabalho apresenta um estudo sobre um conceito alternativo para as *endplates* da asa traseira de um *Formula Student* com o objetivo de reduzir a resistência global da mesma. Perfis alares são usados para a secção das *endplates*, deixando estas de ser placas planas e tornando-as em asas verticais, modificando as características do escoamento em torno da asa – o ângulo de ataque induzido é reduzido, o que por sua vez resulta numa diminuição da resistência induzida sem perda de coeficiente de sustentação, aumentando a eficiência da asa.

Um modelo à escala 1:2,5 foi construído com recurso à impressão 3D para comparar 3 configurações distintas: asa simples; asa com placas planas nas extremidades e asa com asas verticais nas extremidades. O modelo foi testado no túnel de baixo números de Reynolds do Laboratório de Mecânica de Fluidos e no Túnel Aero-Acústico do Laboratório de Aeroespacial do Instituto Superior Técnico. A utilização das duas instalações experimentais permitiu avaliar a influência do número de Reynolds no desempenho da solução proposta. Os resultados obtidos confirmaram o potencial do conceito proposto, mas mostraram também que para o tipo de perfil utilizado na asa (perfil laminar) o desempenho da solução proposta é mais penalizado do que as placas planas a baixos números de Reynolds. As tendências observadas a baixos números de Reynolds ( $10^5$ ) no túnel de vento são equivalentes às obtidas em simulações de mecânica dos fluidos computacional.

Palavras-chave: *Formula Student* / asas finitas / *endplates* / túnel de vento / sustentação e resistência



# RESISTÊNCIA AO IMPACTO DE DIFERENTES PROTETORES BUCAIS: AVALIAÇÃO NUMÉRICA

Inês Jorge Gomes<sup>1</sup>, Maria A. Neto<sup>2</sup>, Maria F. Paulino<sup>2</sup>, Ana M. Amaro<sup>2</sup>, Ana Messias<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Universidade de Coimbra, Faculdade de Medicina, Portugal; [ines.gomes12@hotmail.com](mailto:ines.gomes12@hotmail.com), [ana.messias@uc.pt](mailto:ana.messias@uc.pt),

<sup>2</sup> Universidade de Coimbra, CEMMPRE, DEM, Portugal; [maria.paulino@uc.pt](mailto:maria.paulino@uc.pt), [ana.amaro@dem.uc.pt](mailto:ana.amaro@dem.uc.pt),  
[augusta.neto@dem.uc.pt](mailto:augusta.neto@dem.uc.pt)

## RESUMO

O objetivo deste trabalho é a avaliação numérica da resistência ao impacto de diferentes protetores bucais para uso desportivo com diferentes geometrias e materiais constituintes. A motivação para este estudo passa pela baixa eficácia dos dispositivos existentes atualmente. Por forma a promover um estudo de caso, foi obtida uma impressão tridimensional das arcadas dentárias de um voluntário utilizando um *Scanner* intraoral e feita uma tomografia de feixe cónico (*Cone Beam Tomography*). Posteriormente recorreu-se ao método de segmentação de imagem por forma a obter o volume dos tecidos duros orais (dentes e osso alveolar) utilizando o *Software Mimics*. Com recurso a um software de modelação 3D (*Geomagic Studio*) foram obtidos os modelos tridimensionais de arcadas superiores com 3 tipos diferentes de protetores bucais, apresentando igualmente osso, dentes e tecido mole. Foram avaliados recorrendo ao método de elementos finitos 3 modelos: modelo 1 com protetor bucal maciço de 4mm de etilenovinilacetato (EVA), modelo 2 com protetor bucal do tipo sandwich com três camadas e um total de 4mm (EVA + EVA foam) e modelo 3 com protetor bucal de EVA com 4 mm contendo no interior por células ar. Os modelos foram importados para o ADINA® System onde foi realizada a modulação numérica. Na simulação de impacto, considerou-se uma carga frontal de 4,4J. Os resultados mostraram que a utilização de um equipamento de proteção bucal permite reduzir o deslocamento e a deformação da dentição e do osso, assim como a tensão estrutural e a densidade de energia de deformação. Os protetores bucais com camadas e maciços mostraram diminuir efeitos nocivos aquando de um impacto de um objeto rígido e mole, respetivamente, mas o equipamento que melhor cumpriu a função de proteção foi aquele cuja camada interior é constituída por ar.

Palavras-chave: Métodos de Elementos Finitos, Protetor Bucal, EVA, EVA foam, Orifícios de ar, Camadas

## 1. INTRODUÇÃO

O comportamento de um protetor bucal (PB) é dependente de diversas variáveis como o seu design, materiais constituintes, espessura, tipo de protetor, direção do impacto, estabilidade e dimensão. Neste projeto, foram testadas as duas primeiras variáveis referidas, (Gomes, 2019).

## 2. DESCRIÇÃO

Foram aplicadas as características da Tabela 1 aos vários modelos CAD representativos dos PB's.

**Tabela 1 – Tipos de PB's utilizados para testes**

Protetor Bucal	Espessura (mm)	Tipo de material de constituição	Presença/Ausência da camada de ar
PB1	4	EVA (maciço)	Ausência
PB2	(1:2:1)	EVA + EVA foam (camadas)	Ausência
PB3	(1:2:1)	EVA	Presença

### 3. CONCLUSÕES

Realizou-se uma análise comparativa qualitativa e quantitativa, entre os diferentes modelos numéricos desenvolvidos, relativamente ao deslocamento, deformação, tensão equivalente e energia específica de deformação dos diferentes grupos de elementos (PB's, dentição, tecido mole e osso). A Fig 1a, 1b, 1c representam a distribuição das tensões efetivas sobre os 3 protetores bucais.

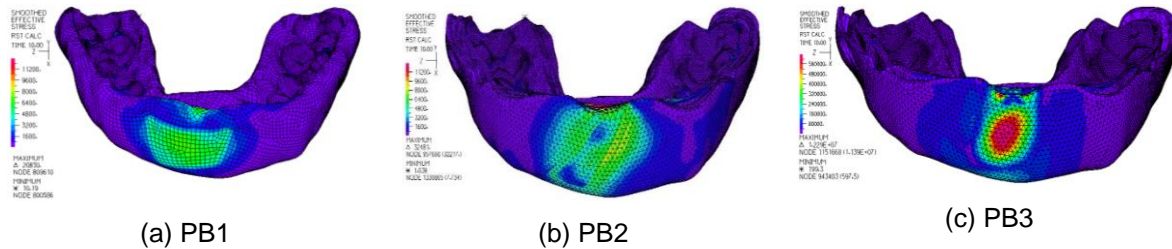


Fig 1 – Tensão efetiva

A pressão exercida em PB2 é mais facilmente estendida às zonas vizinhas da zona de impacto que em PB1. Pelo contrário, em PB3 é notado um foco de ação da pressão, na zona de impacto. Os valores de tensão efetiva sobre os dentes estão representados nas Fig 2a, 2b, 2c.

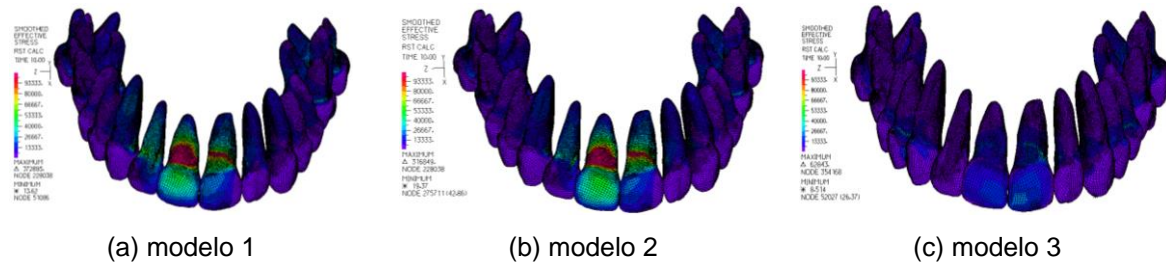


Fig 2 – Tensão efetiva dentes

Em PB1 e PB2, o valor médio de tensão efetiva foi de  $13,791 \pm 16,367$  KPa e  $12,497 \pm 15,063$  KPa, respetivamente e em PB3 obteve-se o menor valor médio de tensão,  $6,0871 \pm 4,1457$  KPa.

Assim, podemos concluir que sistemas de amortecimento macios, como o EVA *foam*, presente em PB2, sofrem maior deformação, aumentando o tempo de contacto entre objetos e, por essa razão, promovendo uma maior dissipação de energia numa maior área. Todavia, este material não parece promover maior proteção ao nível das estruturas subjacentes já que as tensões nos dentes são semelhantes às de um protetor maciço (PB1).

Relativamente à implementação de uma camada de ar, usada em PB3, esta trata-se de uma opção bastante vantajosa por diminuir a massa do equipamento, diminuindo assim o mau estar causado por este ao atleta. Para além disso, quando submetida a impacto, esta estrutura com células de ar sofre maiores deslocamentos e deformações das camadas externas, permitindo uma maior absorção de energia que não é transferida para as estruturas subjacentes (dentes) conferindo, deste modo, uma maior proteção das estruturas anatómicas.

### AGRADECIMENTOS

Este trabalho é patrocinado por fundos FEDER do programa COMPETE – Programa Operacional Fatores de Competitividade – e fundos nacionais através da FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia – no âmbito do projeto UIDB/00285/2020.

### REFERÊNCIAS

Gomes, I. “Avaliação numérica da resistência ao impacto de diferentes protetores bucais para uso desportivo,” 2019.

# SCANNER FOTOGAMÉTRICO PARA MEMBROS INFERIORES

Rui Silva <sup>1,2</sup>, Pedro Morouço <sup>1,3</sup>, Nuno Alves <sup>2</sup>, Artur Mateus <sup>2</sup> & António Veloso <sup>1</sup>

<sup>1</sup> CIPER, Faculdade de Motricidade Humana, Universidade de Lisboa, Portugal, [rui.d.silva@ipleiria.pt](mailto:rui.d.silva@ipleiria.pt) (R.S.); [pedro.morouco@ipleiria.pt](mailto:pedro.morouco@ipleiria.pt) (P.M.); [apveloso@fmh.ulisboa.pt](mailto:apveloso@fmh.ulisboa.pt) (A.V.)

<sup>2</sup> CDRSP, Politécnico de Leiria, Portugal, [nuno.alves@ipleiria.pt](mailto:nuno.alves@ipleiria.pt) (N.A.); [artur.mateus@ipleiria.pt](mailto:artur.mateus@ipleiria.pt) (A.M.)

<sup>3</sup> ESECS, Politécnico de Leiria, Portugal

## RESUMO

Ortóteses pé-perna (AFO) podem ser prescritas para melhorar a qualidade de vida de um paciente. Nos dias de hoje, as AFOs são construídas através de moldes com materiais termoplásticos levando a longos tempos de espera e opções de design limitados. A engenharia inversa e em concreto a utilização de scanners 3D, tem o potencial de resolver este problema levando a uma solução de construção mais célere e económica. Este estudo tem como objetivo a construção de um scanner 3D, capaz de recorrer à técnica de fotogrametria para obtenção da superfície da perna e pé de um paciente.

Palavras-chave: Ortóteses Pé-Perna / Scanner / Fotogrametria

## 1. INTRODUÇÃO

As dificuldades na locomoção são uma grande barreira para adultos e crianças, podendo uma AFO ser prescrita para melhorar a qualidade de vida do paciente. Encontra-se bem documentado que este dispositivo médico pode ajudar em diferentes deficiências dos membros inferiores (MI). Atualmente, os pacientes podem escolher entre AFO padrão e AFO customizadas. Os primeiros são mais baratos, mas podem oferecer menos conforto ao paciente. Por outro lado, AFO customizada pode aumentar esse conforto e ser mais adequado, mas o processo de fabricação está longe de ser ideal. As AFOs customizadas são geralmente feitas à mão a partir de um molde de gesso do MI do paciente [1]. Esta impressão negativa é removida e preenchida com gesso líquido para formar um modelo positivo, que é modificado por adição ou remoção manual do gesso, seguido pela formação de vácuo termoplástico sobre o modelo positivo com polipropileno. Esta abordagem tradicional é trabalhosa, oferece opções de design limitadas, é cara e frequentemente associado a longos tempos de espera, motivando a procura por alternativas não invasivas para a aquisição da forma anatómica do paciente. A utilização de engenharia inversa é um método que pode ser explorado, consistindo geralmente em três etapas: (1) digitalização das partes anatómicas; (2) processamento da geometria adquirida; (3) fabrico do dispositivo usando tecnologias de fabrico aditivo. Com as tecnologias disponíveis de aquisição de dados 3D, o scanner ótico provou ser o mais adequado para aquisição de dados manuais em termos de precisão, resolução, segurança do paciente, custo, velocidade e eficiência [2]. Os requisitos de scanner mais relevantes para ortóteses incluem o tempo de digitalização, bem como a praticabilidade e versatilidade. Em particular, como o alvo é um ser vivo, a varredura deve ser segura, rápida e confortável, mesmo às custas de uma perda (relativa e aceitável) de precisão. Os diferentes tipos de scanners 3D disponíveis dividem-se em fotogrametria, luz estruturada, tempo de voo e laser por triangulação. A fotogrametria utiliza várias imagens 2D, tiradas em diferentes posições do objeto, e faz a triangulação de diferentes pixels das imagens para descobrir a sua localização num espaço tridimensional. Este estudo teve como objetivo o desenvolvimento de um scanner 3D fotogramétrico para os MI de um ser humano.

## 2. DESCRIÇÃO

Utilizou-se o software SolidWorks (Dassault Systèmes®) para modelação e simulação da estrutura (Figura 1). O scanner foi idealizado de forma a obter-se uma digitalização da superfície do MI do paciente usando a técnica de fotogrametria. Em um estudo anterior [3] com recurso a 16 RaspBerry Pi sincronizados com 16 câmaras RaspBerry Pi Module V2 8MP permitiram perceber o potencial desta tecnologia no sucesso de obter de forma rápida a superfície a ser usada. O scanner terá 60 câmaras posicionadas de forma a obter-se num único shot o modelo 360º da perna e pé (incluindo a sola). Devido à limitação de locomoção de grande parte dos pacientes que necessitam de AFOs, um braço robótico com 2 graus de liberdade rotacionais estará ligado a uma cadeira ergonómica para receção e posicionamento do paciente para a digitalização do MI. A estrutura que suporta as câmaras terá uma guia linear que colocará as câmaras em posição e para suporte do pé haverá uma estrutura construída em vidro para o mínimo ruído entre a câmaras e o membro a ser digitalizado. Esta estrutura será amovível e ajustável em altura para o correto posicionamento do paciente sendo possível a sua utilização em adultos e crianças.

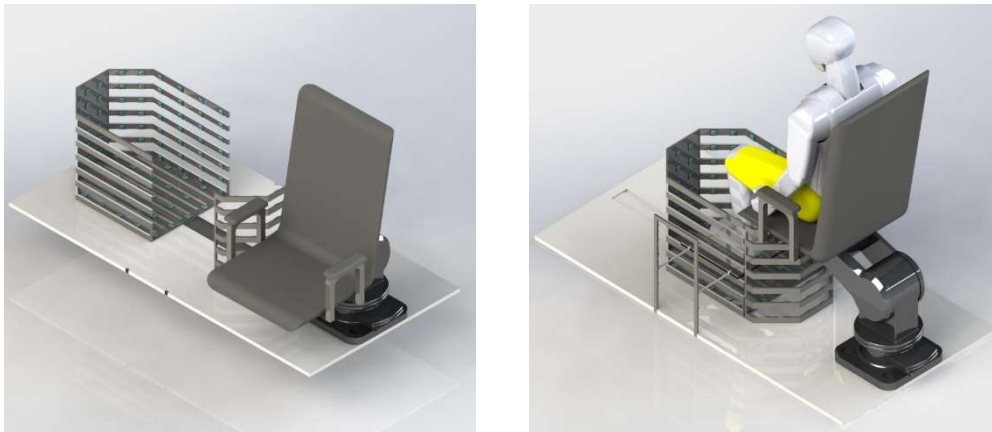


Fig. 1 – Scanner 3D em posição inicial (esquerda) e final para digitalização do membro (direita)

## 3. CONCLUSÕES

Através das simulações realizadas, concluiu-se que este design é funcional e confortável para o paciente. Será possível através de um único shot (<1s) retirar as fotografias necessárias para a obtenção do modelo 3D completo para a construção de uma ortótese. A grande vantagem da rapidez na aquisição das imagens irá anular o problema existente noutras tecnologias de scanner 3D no qual obriga o paciente a estar imóvel durante vários minutos.

## REFERÊNCIAS

- [1] A. Orthosis, “Manufacturing Guidelines for Ankle-Foot Orthosis,” 2006, [Online]. Available: <https://www.icrc.org/eng/assets/files/other/eng-af0-2010.pdf>.
- [2] A. M. J. Paterson, R. J. Bibb, and R. I. Campbell, “A review of existing anatomical data capture methods to support the mass customisation of wrist splints,” *Virtual Phys. Prototyp.*, vol. 5, no. 4, pp. 201–207, 2010.
- [3] R. Silva, P. Morouço, and A. Veloso, “Desenvolvimento de um sistema one-shot de baixo custo para aquisição de modelos 3D,” in *Proceedings do 8º Congresso Nacional de Biomecânica*, 2019, pp. 239–240.

# INFLUÊNCIA DA GEOMETRIA DA FERRAMENTA E DAS PROPRIEDADES DE LIGAS DE ALUMÍNIO NA QUALIDADE DAS SOLDADURAS POR *FRICITION STIR WELDING*

Neves Manuel<sup>1,2</sup>, Daniel Beltrão<sup>1</sup>, Rui Leal<sup>1,3</sup>, Ivan Galvão<sup>1,4</sup>, José Domingos<sup>1</sup> & Altino Loureiro<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Universidade de Coimbra, CEMMPRE, Departamento de Engenharia Mecânica, Portugal, [rui.leal@dem.uc.pt](mailto:rui.leal@dem.uc.pt), [ivan.galvao@dem.uc.pt](mailto:ivan.galvao@dem.uc.pt), [jose.domingos@dem.uc.pt](mailto:jose.domingos@dem.uc.pt); [altino.loureiro@dem.uc.pt](mailto:altino.loureiro@dem.uc.pt)

<sup>2</sup> Escola Superior Politécnica do Namibe, Universidade Mandume Ya Ndemofaio, Angola, [uc2013112368@student.uc.pt](mailto:uc2013112368@student.uc.pt)

<sup>3</sup> LIDA-ESAD.CR, Instituto Politécnico de Leiria, Portugal

<sup>4</sup> ISEL, Área Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Politécnico de Lisboa, Portugal

## RESUMO

O estabelecimento de juntas T entre ligas de alumínio de séries diferentes tem grande importância no caso de estruturas com elevada rigidez, mas com peso reduzido. O processo de soldadura Friction Stir Welding (FSW) apresenta elevado potencial para esta tarefa. O objetivo deste trabalho é investigar a influência da geometria da ferramenta, das propriedades dos materiais e de parâmetros do processo na qualidade de soldaduras FSW dissimilares. A qualidade das soldaduras foi investigada com base na análise da evolução da força axial, binário e ciclo térmico gerado durante a soldadura, bem como na resistência mecânica e sanidade das mesmas. A utilização de ferramentas com pino progressivo, independentemente da posição relativa dos materiais base (placa ou reforço), requer maior força axial da ferramenta, maior rácio velocidade de rotação sobre velocidade de avanço da mesma e maior binário, mas proporciona soldaduras sem defeitos, ao contrário das ferramentas de pino simples.

Palavras-chave: *Friction Stir Welding* / Ligas de alumínio / Juntas em T / Morfologia/ binário/ propriedades mecânicas

## 1. INTRODUÇÃO

As ligas de alumínio são soldadas geralmente pelos métodos de fusão, como o TIG, MIG ou laser, mas apresentam defeitos e alterações indesejáveis na microestrutura e propriedades mecânicas. O processo FSW tem potencial para resolver a maior parte destes problemas (Thomas et al., 1991). Recentemente, os parâmetros força axial e binário têm sido usados no controlo de qualidade das soldaduras produzidas por FSW, pois estão associados ao calor gerado no processo (Lambiase et al., 2018). O objetivo deste trabalho é investigar a influência da geometria da ferramenta e das propriedades dos metais base na qualidade das soldaduras, através da análise dos valores médio do binário e temperaturas desenvolvidas durante o processo.

## 2. DESCRIÇÃO

As propriedades mecânicas das ligas analisadas estão resumidas na Tabela 1. Foram realizadas duas séries de soldaduras, na configuração em T, uma usando a AA6082 como placa e a AA5083 como reforço, designada 65, e o contrário, designada 56. Foram usadas ferramentas com pino cónico roscado (CR), piramidal (P), cónico roscado progressivo (CRP)

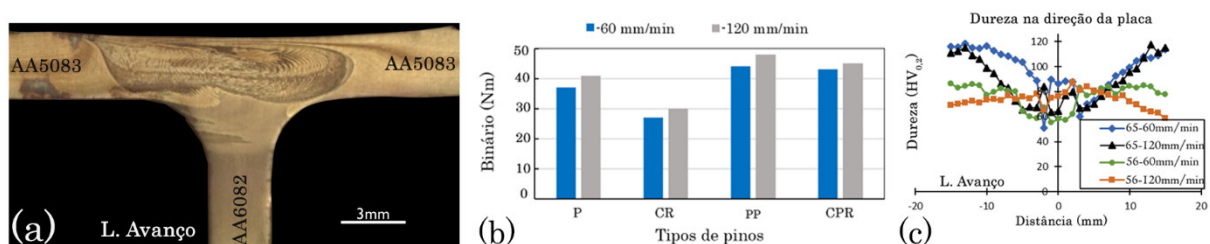


e piramidal progressivo (PP), com velocidades de avanço de 60 e 120 mm/min, enquanto a velocidade de rotação de 500 rpm foi mantida constante. Todas soldaduras foram produzidas em controlo de posição. Após a realização das soldaduras, procedeu-se à sua caracterização através de análise metalográfica e ensaios de microdureza, tração e fadiga. Os resultados foram relacionados com binário e ciclos térmicos desenvolvidos durante a soldadura.

**Tabela 1 – Propriedades mecânicas das ligas de alumínio**

Ligas	Tensão limite de elasticidade (MPa)	Resistência à tração (MPa)	Alongamento (%)	Dureza Vickers (HV <sub>0,2</sub> )
AA5083-H111	158	276	10,4	83,5
AA6082-T6	288	321	8,6	116

Foi possível obter soldaduras sem defeitos na série 56, usando a ferramenta cônica roscada progressiva, independente da velocidade de avanço, conforme mostra a Fig.1(a). Para as outras condições de soldadura ocorreu a formação de defeitos. A Fig.1(b) mostra a influência da geometria da ferramenta no binário, para velocidades de 60 e 120 mm/min. Observa-se um aumento do valor médio do binário com aumento da velocidade de avanço, independentemente da geometria da ferramenta usada. Além disso, os maiores binários e temperaturas são obtidos para ferramentas de pino progressivo. O posicionamento relativo das ligas não influenciou significativamente a evolução dos binários. Os perfis de microdureza foram influenciados principalmente pela série de liga posicionada na placa, conforme Fig.1(c).



**Fig. 1 – Caracterização das soldaduras: (a) macrografia da série 56CRP; (b) influência da geometria da ferramenta no binário; (c) perfil de microdureza das séries 65CR e 56CR**

### 3. CONCLUSÕES

Uma análise conjugada entre o efeito da geometria do pino e a posição relativa do material foi feita com base na observação do comportamento do binário e da temperatura. Foi possível concluir que o binário e a temperatura atingida são influenciados pela geometria da ferramenta, mas relativamente independentes do posicionamento relativo dos materiais base. Binário e temperatura mais elevada foram obtidas para ferramentas de pino progressivo (roscado ou piramidal), independentemente da série 65 ou 56.

### REFERÊNCIAS

- Lambiase, F., Paoletti, A., & Di Ilio, A. (2018). Forces and temperature variation during friction stir welding of aluminum alloy AA6082-T6. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 99(1–4), 337–346. <https://doi.org/10.1007/s00170-018-2524-6>
- Thomas, W. M., Nicholas, E. D., Needham, J. C., Murch, M. G., P., T., & Dawes, C. J. (1991). *International Patent Application No. PCT/GB92/02203 and GB Patent Application No. 9125978.8.*



# EFEITO DO ATRITO NO MEMBRO RESIDUAL NUMA AMPUTAÇÃO TRANSFEMORAL – INFLUÊNCIA DO MODELO CONSTITUTIVO DOS MATERIAIS

Armando Ramalho <sup>1,2</sup>, Miguel Ferraz <sup>3</sup>, Marcelo Gaspar <sup>4</sup>, Carlos Capela <sup>2,5</sup>

<sup>1</sup> Instituto Politécnico de Castelo Branco, Portugal, aramalho@ipcb.pt

<sup>2</sup> CEMMPRE, Universidade de Coimbra, Portugal

<sup>3</sup> Instituto Politécnico de Leiria, Portugal, 2170169@my.ipleiria.pt

<sup>4</sup> CPRSP, Instituto Politécnico de Leiria, Portugal, marcelo.gaspar@ipleiria.pt

<sup>5</sup> Instituto Politécnico de Leiria, Portugal, carlos.capela@ipleiria.pt

## RESUMO

Neste artigo é avaliado o efeito das propriedades mecânicas e tribológicas dos materiais na interação entre os diversos componentes da prótese numa amputação transfemoral, através de uma análise por elementos finitos. O modelo numérico é desenvolvido sobre o software MSC.marc. O atrito vai influenciar a distribuição de tensões entre as diversas interfaces – prótese/liner, liner/tecidos moles e tecidos moles/osso cortical. A distribuição das tensões de corte junto às interfaces, influencia o conforto do paciente, sendo uma das principais causas da geração de úlceras de pressão nos pacientes amputados que usam este tipo de próteses.

É analisada a influência dos modelos constitutivos utilizados na modelação dos tecidos moles e do liner, na distribuição de tensão. Em concreto são comparados os resultados obtidos com a utilização de um modelo linear elástico com os obtidos com modelos hiperelásticos.

Palavras-chave: Método dos elementos finitos / Tensões de contacto / Amputação transfemoral / Modelos constitutivos / Atrito

## 1. INTRODUÇÃO

A distribuição das tensões de corte na interface entre o liner e os tecidos moles é uma das principais causas do desenvolvimento de úlceras de pressão nos pacientes com amputação transfemoral, Sanders *et al.* (1992).

O coeficiente de atrito tem grande influência na intensidade das tensões de corte que se desenvolvem ao nível das interfaces das próteses nos pacientes amputados nos membros inferiores, Ramalho *et al.* (2020).

No presente artigo é avaliado o campo de tensões nas interfaces de uma prótese de um paciente com amputação transfemoral, através de simulação numérica por elementos finitos sendo analisada a influência dos modelos reológicos utilizados na modelação do comportamento mecânico do material do liner e dos tecidos moles. O modelo anteriormente apresentado pelos autores em Ramalho *et al.* (2020), é melhorado ao nível da geometria e da caracterização dos materiais. Na definição dos modelos hiperelásticos, são utilizados os parâmetros e caracterização mecânica apresentados em Kallin *et al.* (2019) e Sanders *et al.* (2004).

## 2. DESCRIÇÃO

O modelo bidimensional de elementos finitos anteriormente apresentado pelos autores em Ramalho *et al.* (2020), foi melhorado ao nível da definição da geometria. Foram obtidos diversos pontos nos perfis do fémur e do coto apresentados em Hoellwaarth (2020). Estes pontos permitiram a obtenção dos perfis através de interpolação por splines cúbicas. Manteve-se a formulação 2D axi-simétrica anteriormente utilizada. No suporte do coto é utilizado uma fundação elástica.

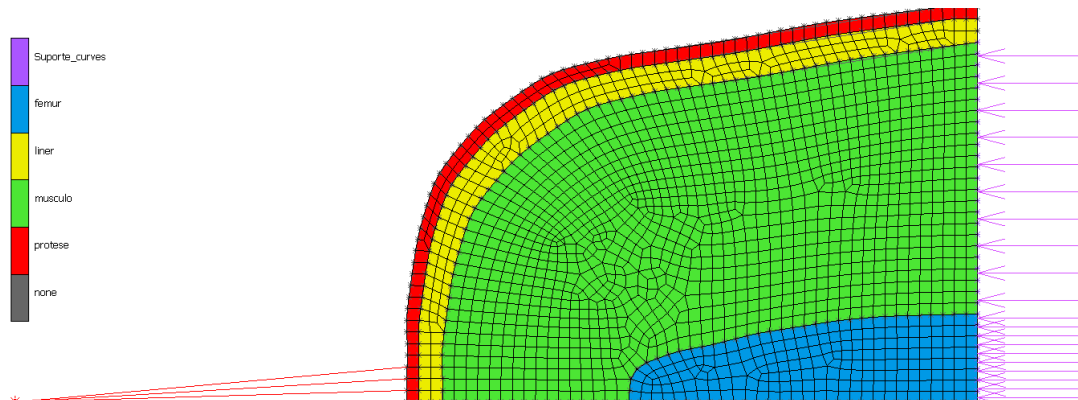


Fig. 1 – Modelo numérico

O modelo de escorregamento foi adaptado para permitir a caracterização hiperelástica do liner e dos tecidos moles. Para suportar as grandes deformações, manteve-se o algoritmo de refinamento automático da malha, baseado na deformação ao nível dos elementos.

## 3. CONCLUSÕES

O modelo numérico desenvolvido produz resultados coerentes com os apresentados por outros autores. A rigidez e a anisotropia do material da prótese influenciam o campo de tensões de contato desenvolvido no membro residual de uma amputação transfemoral. Os modelos constitutivos usados para caracterizar os materiais do liner e dos tecidos moles influenciam os campos de tensões de contato desenvolvidos no membro residual.

## REFERÊNCIAS

- Hoellwarth, J.S., Al Muderis, M., Rozbruch, R.S. (2020). Cementing Osseointegration Implants Results in Loosening: Case Report and Review of Literature. *Cureus* 12(2): e7066. DOI10.7759/cureus.7066.
- Kallin, S., Rashid, A., Salomonsson, K. and Hansbo, P. Comparison of mechanical conditions in a lower leg model with 5 or 6 tissue types while exposed to prosthetic sockets applying finite element analysis. *ArXiv*, pp. 1–27, 2019.
- Ramalho, A., Ferraz, M., Gaspar, M., Capela, C. (2020). Development of a preliminary finite element model to assess the effects of friction on the residual limb of a transfemoral amputee. *Mater. Today Proc.*, vol. 33, pp. 1859–1863, doi: 10.1016/j.matpr.2020.05.199.
- Sanders, J.E., Daly, C.H., Burgess, E.M. (1992). Interface shear stresses during ambulation with a below-knee prosthetic limb, *Journal of Rehabilitation Research & Development*, 29(4): 1-8.
- Sanders, J.E., Nicholson, B.S., Zachariah, S.G., Cassisi, D.V., Karchin, A., Ferguson, J.R. (2004). Testing of elastomeric liners used in limb prosthetics: Classification of 15 products by mechanical performance, *Journal of Rehabilitation Research & Development*, Vol. 41, No. 2, 175-186.

# METODOLOGIAS PARA MEDIÇÃO DO PESO ESPECÍFICO E POR RODA EM VEÍCULOS AUTOMOVEIS

*André Marques<sup>1</sup>, Sérgio Santos<sup>2</sup>, Luís Bento<sup>3</sup>, Carlos Ferreira<sup>4</sup>*

<sup>1</sup> ESTG, Instituto Politécnico de Leiria, Portugal, [andre.marques@ipleiria.pt](mailto:andre.marques@ipleiria.pt)

<sup>2</sup> ESTG, Instituto Politécnico de Leiria, Portugal, [ssantos@ipleiria.pt](mailto:ssantos@ipleiria.pt)

<sup>3</sup> Institute for Systems and Robotics, Coimbra, Portugal, [luis.conde@ipleiria.pt](mailto:luis.conde@ipleiria.pt)

<sup>4</sup> ARISE, INESC Coimbra, DEEC, Rua Sílvio Lima, Polo II, 3030-290 Coimbra, Portugal, [ferreira@ipleiria.pt](mailto:ferreira@ipleiria.pt)

## RESUMO

Este trabalho tem como objetivo comparar e apresentar várias metodologias para a medição do peso em veículos automóveis, quer em situações estáticas ou quase estáticas, aquando da sua circulação na via pública. Para o efeito, correlacionam-se os resultados obtidos através da aplicação experimental das seguintes metodologias: medição da condição dinâmica/estática do veículo com sensores inerciais multi-eixo, análise do comportamento do sistema de suspensão do veículo, nomeadamente, através da medição das deformações nas molas e, em alternativa, pela medição dos ângulos do sistema da suspensão e pela medição da distância do veículo ao solo. Os resultados obtidos demonstram a precisão resultante da medição direta de grandezas. Com a aplicação de extensómetros e recorrendo a elementos elásticos já existentes no veículo é possível balancear a precisão da medição e os custos de instalação. O conhecimento preciso do peso do veículo e da sua distribuição por roda, permite otimizar o funcionamento dos sistemas de segurança e de tração, bem como, potenciar a medição do consumo de energia, essencial para a nova geração de veículos elétricos e híbridos.

Palavras-chave: Veículo automóveis / Peso total / Peso por roda / Autonomia

## 1. INTRODUÇÃO

Atendendo ao crescente número de veículos que circulam nas estradas e a procura por formas de transporte cada vez mais ecológicas, nomeadamente veículos elétricos e híbridos, o conhecimento do peso dos veículos assume grande importância na otimização do seu funcionamento. Do ponto de vista da segurança e do controlo ótimo dos sistemas de tração, passa a ser possível controlar o binário e potência por roda de acordo com o peso específico [1][2]. É também possível otimizar os sistemas de travagem e automaticamente nivelar os sistemas de luzes, sem necessidade de instrumentação adicional. Por outro lado, será possível determinar com maior precisão o consumo de energia e, em consequência, a autonomia do veículo. A avaliação precisa do consumo de energia e o seu relacionamento com o peso do veículo são muito importantes nos veículos elétricos. Permitem estimar com grande precisão a autonomia do veículo e realizar a correta gestão de frotas de partilha de automóvel (“*carsharing*”), visando a correta taxação da energia/serviço [3]. Tipicamente a medição do peso total e por rodas é efetuado nos veículos pesados, para controlo das cargas, recorrendo a sistemas, balanças, exteriores aos veículos e baseados em células de carga. Estes sistemas são caros e não apresentam a flexibilidade necessária para a aplicação nos veículos ligeiros. Assim, o presente artigo estuda a fiabilidade da instrumentação interna/direta dos veículos, quer pela medição de grandezas diretamente relacionadas com o peso do veículo, quer pela medição de grandezas pelas quais seja possível, indiretamente, aferir o peso do veículo e a sua distribuição por eixo/ roda.

## 2. DESCRIÇÃO

Para o presente estudo, como exemplifica a Figura 1, um veículo automóvel foi instrumentado, por roda, com os seguintes sensores: 1) sensor de distância por ultrassons, 2) sensor de medição do ângulo da suspensão e 3) sensor de medição da deformação mecânica na mola da suspensão. Adicionalmente, foram colocados dois sensores inerciais multi-eixo em ambos os eixos do veículo. Todos os dados foram recolhidos com um sistema de aquisição dedicado, desenvolvido com base num microcontrolador de 32bits (ESP32), e armazenados num cartão de memória. O veículo foi testado com múltiplas condições de carga, por eixo e por roda, com a medição de referência efetuada por um sistema de balanças externo.

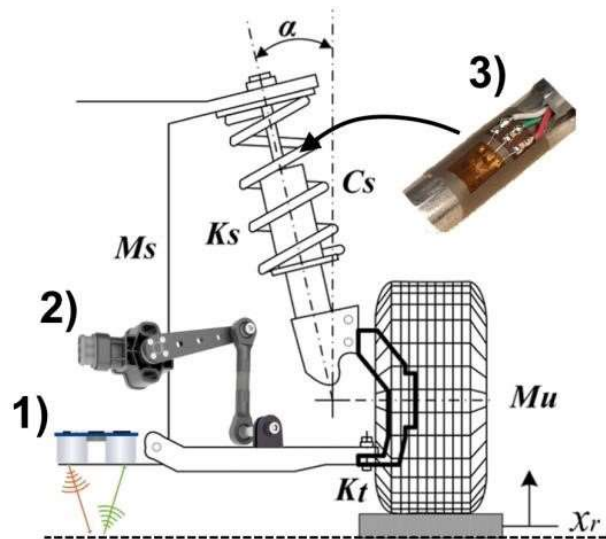


Fig. 1 – Sistemas de medição direta, por roda.

## 3. CONCLUSÕES

O presente trabalho demonstrou ser possível a medição do peso por roda de forma fiável e precisa. A metodologia de medição indireta, baseada em sensores inerciais, apresenta erros de medição e limitações na determinação do peso específico, total e por roda. O sistema de medição direta baseado em extensómetros apresenta grande precisão, não é influenciável por fatores externos e a sua fiabilidade aumenta por não existirem mecanismos com partes móveis associados. Este sistema pode, sem dúvida, ser uma alternativa à utilização de células de carga. A sua aplicação na mola, pode potenciar o desenvolvimento de um sistema autónomo, com auto geração de energia e com transmissão remota de dados, resultando na fácil instalação e na conseqüente redução de custos.

## REFERÊNCIAS

- [1] Andy Wong, 2014, Integrated Vehicle Stability and Power Management Controls for Electric Vehicles, University of Waterloo.
- [2] D. Yin, S. Oh and Y. Hori, "A Novel Traction Control for EV Based on Maximum Transmissible Torque Estimation," in *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, vol. 56, no. 6, pp. 2086-2094, June 2009, doi: 10.1109/TIE.2009.2016507.
- [3] Erik Wilhelm, L. Rodgers, R. Bornatico, 2013, Real-time electric vehicle mass identification, *World Electric Vehicle Journal* Vol. 6 - ISSN 2032-6653.

# SOLDADURA POR EXPLOSÃO DE ALUMÍNIO A COMPÓSITO TERMOPLÁSTICO REFORÇADO COM FIBRAS

Miguel Silva<sup>1</sup>, Ricardo Mendes<sup>2</sup>, Rui Leal<sup>1,3</sup>, Ivan Galvão<sup>1,4</sup>, Daniel Beltrão<sup>1</sup>, Ana Amaro<sup>1</sup> & Altino Loureiro<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Universidade de Coimbra, CEMMPRE, Departamento de Engenharia Mecânica, Portugal,  
ana.amaro@dem.uc.pt; altino.loureiro@dem.uc.pt

<sup>2</sup> ADAI, LEDAP, Department of Mechanical Engineering, University of Coimbra, Portugal;  
ricardo.mendes@dem.uc.pt

<sup>3</sup> LIDA-ESAD.CR, Instituto Politécnico de Leiria, Rua Isidoro Inácio Alves de Carvalho,  
2500-321 Caldas da Rainha, Portugal, rui.leal@ipleiria.pt

<sup>4</sup> ISEL, Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Politécnico de Lisboa, Rua Conselheiro Emídio  
Navarro 1, 1959-007 Lisboa, Portugal, garciagalvao@gmail.com

## RESUMO

Foi investigada a utilização de soldadura por explosão para ligar um alumínio a um compósito reforçado com fibras, e verificou-se que ocorre adesão dos materiais, mas alguma degradação do compósito. É necessária mais investigação para minorar essa degradação.

Palavras-chave: Soldadura por explosão / Liga de alumínio / Compósito termoplástico reforçado com fibras / Morfologia/ propriedades mecânicas.

## 1. INTRODUÇÃO

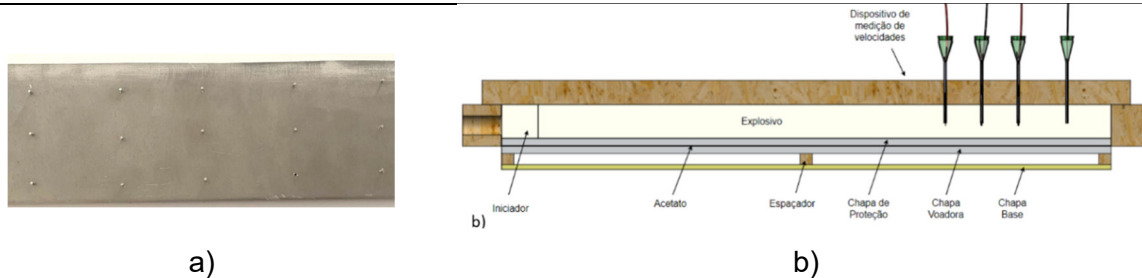
As estruturas híbridas compostas por alumínio e compósitos reforçados com fibras assumem grande importância para as indústrias aeronáutica e automóvel, pela sua baixa densidade e boa resistência mecânica (Kaluzza et al. 2018). Estas ligações, realizadas por colagem ou fixação mecânica, têm limitações, devido à baixa tensão superficial dos compósitos, no primeiro caso, e ao corte de fibras, no segundo (Lim et al., 2018). No que se refere à soldadura têm sido testadas diversas tecnologias, das quais se destacam a soldadura por indução e a soldadura por fricção por pontos, mas que se aplicam apenas a espessuras reduzidas, ou apresentam tempos de processo longos (Goushegir, 2015). Na investigação atual propõe-se a utilização do processo de soldadura por explosão, mas onde se procura garantir, além da ligação superficial, um reforço através da espessura do compósito, para prevenir o dano das fibras e a falha prematura em serviço da estrutura híbrida.

## 2. DESCRIÇÃO

Nos ensaios foi utilizada a liga de alumínio 6082-T6, com espessura de 3 mm, com as propriedades mecânicas indicadas na Tabela 1, e a poliamida 6 reforçada com fibra de vidro, na espessura de 2 mm. O compósito tem 47% de fibra, uma densidade de 1,8 g/cm<sup>3</sup>, um módulo de elasticidade de 23 GPa e uma resistência à tração de 390 MPa. Na chapa de alumínio foram colocados pinos, para servir de grampos, conforme se ilustra na Fig. 1a). Foram realizadas várias séries de soldaduras, colocando o compósito ora como chapa voadora ora chapa base, seguindo a montagem indicada na Fig. 1b). Foi também utilizada, para proteção da chapa voadora, uma chapa de alumínio entre o explosivo e a chapa voadora, e foram utilizados diversos tipos de explosivos.

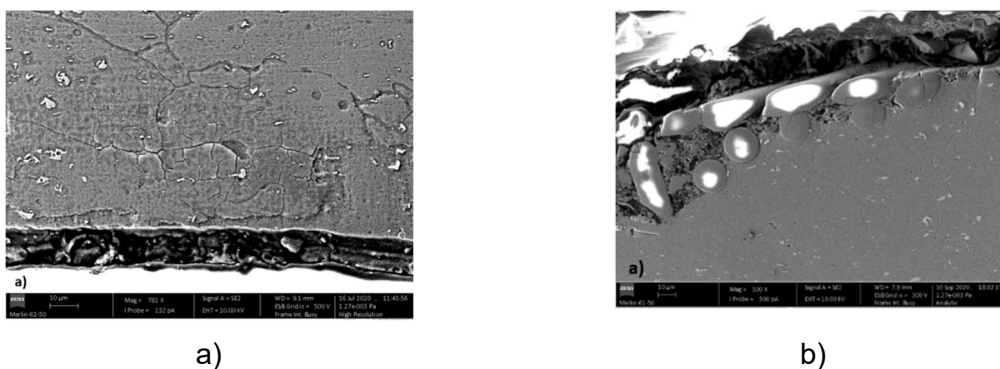
**Tabela 1 – Propriedades mecânicas da liga de alumínio 6082-T6.**

Liga	Resistência à tração (MPa)	Tensão limite de elasticidade (MPa)	Alongamento (%)	Dureza Vickers (HV <sub>0,2</sub> )
AA6082-T6	321	288	8,6	116



**Fig. 1 – (a) Chapa de alumínio com grampos; (b) Montagem experimental utilizada.**

Verificou-se que ocorreu adesão do compósito ao alumínio, quer o compósito fosse usado como chapa base, quer como chapa voadora, conforme se ilustra respetivamente na Fig. 2a) e Fig. 2b). Ocorreu, contudo, uma degradação sensível do compósito, tanto maior quanto maior o rácio de explosivo utilizado.



**Fig. 2 – (a) Adesão do compósito ao alumínio, sendo o primeiro base; (b) Adesão da matriz e fibras ao alumínio, sendo o compósito a chapa voadora.**

### 3. CONCLUSÕES

O processo de soldadura permite ligar os dois materiais, mas induz degradação sensível no compósito. Essa degradação pode ser minorada reduzindo o rácio de explosivo e flexibilizando o apoio da chapa base.

### REFERÊNCIAS

- Kaluza A. et al. (2018) Conceptual Development of Hybrid Structures Towards Eco-Efficient Vehicle Lightweighting. In: Benetto E., Gericke K., Guiton M. (eds) Designing Sustainable Technologies, Products and Policies. Springer, Cham. [https://doi.org/10.1007/978-3-319-66981-6\\_21](https://doi.org/10.1007/978-3-319-66981-6_21)
- Lim Y. C., Park H., Jang J., McMurray J. W., Lokitz B. S., Keum J. K., Wu Z. and Feng Z. (2018), Dissimilar Materials Joining of Carbon Fiber Polymer to Dual Phase 980 by Friction Bit Joining, Adhesive Bonding, and Weldbonding, *Metals* 8 (11), 865. <https://doi.org/10.3390/met8110865>
- Goushegir S. M., Friction Spot Joining of Metal-Composite Hybrid Structures, HZG REPORT 2015-5 // ISSN 2191-7833. ISSN 2191-7833



# DIGITAL AND PHYSICAL TECHNOLOGIES FOR 3D MODELLING AND PRODUCTION OF JEWELLERY

Henrique Almeida <sup>1,2</sup>, Liliana Vitorino <sup>1</sup>, Rita M. T. Ascenso <sup>1,2</sup> & Tatjana Spahiu <sup>3</sup>

<sup>1</sup> School of Technology and Management, Polytechnic Institute of Leiria, Leiria, Portugal.

[liliana.vitorino@ipleiria.pt](mailto:liliana.vitorino@ipleiria.pt)

<sup>2</sup> Computer Science and Communication Research Centre, Polytechnic Institute of Leiria, Leiria, Portugal.

[henrique.almeida@ipleiria.pt](mailto:henrique.almeida@ipleiria.pt), [rita.ascenso@ipleiria.pt](mailto:rita.ascenso@ipleiria.pt)

<sup>3</sup> Faculty of Mechanical Engineering, Textile and Fashion Department, Polytechnic University of Tirana, Albania. [tspahiu@fim.edu.al](mailto:tspahiu@fim.edu.al)

## RESUMO

The jewellery industry is facing significant market and customer challenges because it is still centred on traditional fabrication methods based on manual hand work. Except for a few international companies, most jewellery manufacturers do not apply advanced digital and/or physical technologies. The inclusion of new production methods, including 3D CAD and additive manufacturing processes, is one of the ways to overcome these challenges and limitations and increase its market and customer satisfaction. In this paper, advanced digital and physical manufacturing technologies will be applied to design jewellery based on cultural heritage artefacts as the case of the Portuguese guitar. After that this are modelled as pendant, earrings, and ring. 3D modelling is an indispensable tool to design novel complex concept and through 3D printing the production is realized in a short time with least material waste.

Keywords: Jewellery Design, Reverse Engineering, Additive Manufacturing

## 1. INTRODUÇÃO

Advancements of technologies are driving our life with everywhere application. Even in the jewellery industry the impacts include the designing and production process, which in its traditional way is handcrafting and casting. These changes are related with the use of 3D modelling of a new design, creating replicas of existing design by 3D scanning and its production by 3D printing [1], [2], [3], [4]. Due to complexity and size of the jewellery piece, the process of reproduction is not an easy task. Interactive systems which exploit the feature of the original model are used to create 3D models [5]. As in other industries, the use of 3D technologies has shown their advantages compared to traditional methods of production [6].

Since the focus of the case study is to use an icon of cultural heritage, and since these icons may be of any size, shape and material, one must address 3D scanning systems capable of creating a 3D model from the desired icon. Current 3D scanning systems can generate data representing the shape of the model and represents a crucial step in the quality of the raw point data determining the quality of the resulting surfaces of the 3D model. There are nondestructive methods, which measure only the exterior surface of the object, and nondestructive methods, which also capture the interior geometry of the part. Non-destructive methods also comprise non-contact methods, where light (light fringes or lasers), sound, magnetic fields or photogrammetry are used, and contact methods, where the surface is touched by using mechanical probes. Each method uses a specific interaction process with the surface or volume of the object and each method has strengths and weaknesses, which require that the data acquisition system be carefully selected.

With the combination of both digital and physical manufacturing technologies, it is possible to design any cultural icon as a jewellery piece. In order to describe the adopted methodology, a case study will be presented beginning with 2D images until defining the 3D model.

## 2. DESCRIÇÃO

The Portuguese guitar is a plucked string instrument with twelve steel strings, strung in six courses of two strings. It is one of the few musical instruments that still uses watch-key or Preston tuners. It is associated with the musical genre known as Fado and is a cultural icon in the Portuguese culture. For the design of a jewellery piece the inspiration is taken from the Portuguese guitar. In this case study, the design process may be done by two distinct methods, namely using a 2D image to either create a 3D mesh or for assistance in CAD modelling.

For the design of a jewellery piece the inspiration is taken from the Portuguese guitar. In this case study, the design process may be done by two distinct methods, namely using a 2D image to either create a 3D mesh or for assistance in CAD modelling.

## 3. CONCLUSÕES

The jewellery industry is facing significant market and customer challenges because it is still centred on traditional fabrication methods based on manual hand work. The inclusion of new production methods, including 3D CAD and additive manufacturing processes, is one of the ways to overcome these challenges and limitations and increase its market and customer satisfaction. Advanced 3D CAD systems allow designing novel complex concepts while additive manufacturing systems allows obtaining any product of any complex geometry. The combination of these technologies also allows reducing production time, energy and materials, and consequently, production costs.

In this paper, advanced digital and physical manufacturing technologies will be applied to design jewellery based on cultural heritage artefacts which it allows arising the value of heritage cultural reproducing (new) cultural symbols. The Portuguese Guitar was used for the case study being a Portuguese cultural icon known worldwide. The process initiates with photogrammetry of the model, then undergoing several design steps until obtaining a 3D solid model for the design of the jewellery piece.

## REFERÊNCIAS

- [1] E. S. Gamov, S. B. Tonkovid, V. A. Kukushkina and N. A. Nikulcheva, "A 3D Design Based on Jewellery Production Technology with Special Features," *International Journal of Engineering & Technology*, pp. 1012, 2018.
- [2] E. Pipieri, L. M. Galantucci, J. Kaçani, I. Bodi and T. Spahiu, "From 3D scanning to 3D printing: Application in fashion industry," in *7th INTERNATIONAL CONFERENCE OF TEXTILE*, Tirana, Albania, 10-11 November 2016.
- [3] T. Ferreira, H. A. Almeida, P. J. Bártolo and I. Campell, "Additive Manufacturing in Jewellery Design," in *11th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis*, Nantes, France, 2012.
- [4] O. A. Kazachkova, O. A. Zybneva, I. Y. Mamedova and E. A. Kulishova, "3D Technologies in the Production of Jewelry with Elements of Complicated Design," vol. 7, 2018.
- [5] I. Fudos, "CAD/CAM Methods for Reverse Engineering: A Case Study of Re-engineering Jewelry," vol. 3, no. 6, 2006.
- [6] M. Di Nicolantonio, E. Rossi and P. Stella, "Generative Design for Printable Mass Customization Jewelry Products," Washington D.C., USA, 2019.

# ESTUDOS DE DEGRADAÇÃO DE PEÇAS EM PLA FEITAS ATRAVÉS DE FDM

Stefanie G. Ferreira<sup>1</sup>, Henrique A. Almeida<sup>2</sup> & Mário S. Correia<sup>3</sup>

<sup>1</sup> ESTG, Instituto Politécnico de Leiria, Portugal [2160108@my.ipleiria.pt](mailto:2160108@my.ipleiria.pt)

<sup>2</sup> CIIC, Politécnico de Leiria, Portugal, [henrique.almeida@ipleiria.pt](mailto:henrique.almeida@ipleiria.pt)

<sup>3</sup> CEMMPRE, Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal, [mario.correia@ipleiria.pt](mailto:mario.correia@ipleiria.pt)

## RESUMO

Este estudo apresenta uma análise das propriedades mecânicas de peças produzidas por FDM em PLA e ABS, ao imergi-las nos meios NaOH e PBS, durante um período de trinta dias, e caracterizando as mesmas através de ensaios mecânicos de tração, flexão e DSC. Com base nos resultados obtidos evidenciou-se que a degradação de polímeros por hidrólise através dos meios NaOH e PBS pode ser relevante para as propriedades mecânicas, ainda que em pequenas concentrações. Foi possível verificar que o banho NaOH impõe uma degradação maior no ABS e conseqüentemente nas propriedades mecânicas do mesmo. Já no caso do banho de PBS a maior degradação foi verificada nas amostras de PLA. Os polímeros podem sofrer degradação através de diversos mecanismos, seja por termodegradação, degradação mecânica, fotodegradação, hidrólise ou oxidação térmica.

Palavras-chave: PLA, FDM, Degradação, Polímeros, Impressão 3D

## 1. INTRODUÇÃO

A tecnologia de impressão 3D oferece novas oportunidades para a indústria de transformação de plásticos ao desenvolver aplicações para produtos industriais de alta tecnologia e de consumo, por exemplo, no setor automóvel e aeroespacial para a impressão de protótipos de peças de automóveis e aviões; na arquitetura para a impressão de modelos estruturais, na medicina e odontologia para a produção de modelos pré-cirúrgicos e próstéticos dentários, na indústria farmacêutica em sistemas de liberação de fármacos, e o facto de a construção ser feita camada a camada faz também com que haja controlo na interconectividade dos poros, tornando esta tecnologia benéfica na área biomédica em scaffolds de tecidos e por fim na indústria de bens de consumo para desenvolvimento de protótipos. Além disso, pode ser amplamente utilizada em engenharia para produtos personalizados, como por exemplo modelos funcionais e modelos conceptuais (KRAWCZAK, 2015) (RANKOUHI, 2016).

Neste estudo é analisada a degradação do polímero PLA por hidrólise nos meios NaOH e PBS com concentração de 0,1M. A hidrólise define-se como uma reação biomolecular onde a água e ligação instável do grupo funcional estão envolvidas. A taxa de degradação através de hidrólise é influenciada por vários fatores desde a composição química do material até ao meio. O pH do meio pode alterar a taxa de degradação de um polímero (FECHINE, 2013).

As soluções utilizadas para este tipo de ensaio podem ser ácidas, básicas, salinas, tampão fosfato-salino ou até mesmo água destilada. Alguns artigos mostram que meios básicos ou fortemente ácidos aceleram o processo de degradação de polímeros. A solução mais comumente utilizada nesse tipo de ensaio é o tampão fosfato-salino (PBS), que possui na sua composição cloreto de sódio, fosfato de sódio, cloreto de potássio e fosfato de potássio. Tem como finalidade manter um valor de pH praticamente constante quando adicionada a diferentes meios e sua concentração salina se iguala a do corpo humano (FECHINE, 2013)

A utilização de soluções de NaOH para estudos de degradação *in vitro* também é bastante utilizada. Ao ter o íon OH<sup>-</sup>, que é um reagente fortemente nucleofílico, a hidrólise alcalina acontece e acelera o processo de degradação dos materiais em banho (FECHINE, 2013).

## 2. METODOLOGIA E RESULTADOS

Foram produzidas amostras com a geometria seguindo as normas ASTM:D638 para os corpos de prova tracionados e ASTM:D790 para os corpos de prova flexionados. O equipamento utilizado foi uma helio BEE prusa e o material foi PLA RS PRO na cor branco. Os provetes foram colocados em diversas tinas com as soluções NaOH e PBS [0,1] e dispostos numa estufa a 37°C. No final de períodos de 14, 20 e 31 dias procedeu-se à remoção dos provetes da estufa, limpeza com água desionizada, secagem e ensaios mecânicos. Para os ensaios de tração e flexão foi utilizada uma máquina de ensaios universal, Zwick Z100 sendo que, mediante o ensaio a realizar, foram alteradas as amarras, a célula de carga era de 100 kN.

## 3. CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

A impressão 3D é um processo de fabricação aditivo que permite a produção de peças personalizadas e com boa qualidade, em períodos de tempo bastante reduzidos. Embora seja uma tecnologia relativamente recente, apresenta um potencial enorme para aplicações diversas, desde engenharia a medicina. Existem já vários estudos que mencionam variáveis que façam com que seja possível obtermos uma peça com as propriedades mecânicas mais adequadas para a aplicação, desde o grau de preenchimento à velocidade de impressão.

O objetivo do trabalho era compreender outra variável, neste caso, o comportamento de degradação de amostras impressas em FDM face à imersão de materiais diferentes, no caso o PLA, a meios como o PBS e NaOH.

O PLA quando imerso em PBS apresenta uma diminuição da sua resistência mecânica bastante significativa. Quando imerso durante 9 dias apresenta então já uma diminuição bastante considerável, na ordem dos 33,1%, diminuindo ainda 2,9% no espaço de 4 dias, entre os dias 9 e 12 de banho. Para além disso verificou-se que entre os dias 12 e 31 de imersão em PBS, a resistência mecânica sofre uma diminuição de 15,2%. Era expectável tendo em conta a natureza biodegradável do polímero. Apesar de existir uma diminuição de resistência à tração maior quando o banho é em PBS, é no meio NaOH que os valores de flexão atingem valores inferiores. Conclui-se então que os provetes de PLA são sensíveis a meios NaOH e PBS sofrendo degradação por hidrólise quando expostos aos mesmos.

## REFERÊNCIAS

- FECHINE, G. J. (2013). *Polímeros biodegradáveis: tipos, mecanismos, normas e mercado mundial*. São Paulo: Editora Mackenzie.
- KRAWCZAK, P. (2015). Additive manufacturing of plastic and polymer composite parts: Promises and challenges of 3D-printing. *Express Polymer Letters*, v.9, n.11, p.959-959.
- RANKOUHI, B. e. (2016). Failure Analysis and Mechanical Characterization of 3D Printed ABS With Respect to Layer Thickness and Orientation. *Journal of Failure Analysis and Prevention*, v.16, n.3, p.467-481.

# FLUXO DE ENCHIMENTO E ORIENTAÇÃO DAS FIBRAS EM COMPÓSITOS DE MATRIZ POLIMÉRICA – Simulação Numérica versus Ensaios Experimentais

Tiago Lourenço<sup>1</sup>, Henrique Almeida<sup>1,2</sup> & Milena Vieira<sup>1,3</sup>

<sup>1</sup> Escola Superior Tecnologia e Gestão - ESTG, Politécnico de Leiria, Portugal (emails: 2160111@my.ipleiria.pt; milena.vieira@ipleiria.pt; email: henrique.almeida@ipleiria.pt)

<sup>2</sup> Centro de Investigação em Informática e Comunicações - CIIC, Politécnico de Leiria, Portugal

<sup>3</sup> SEG-CEMMPRE – Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra, Portugal

## RESUMO

No presente trabalho desenvolveu-se um projeto de engenharia assistida por computador (CAE) com recurso ao software Moldex3D que tem por intuito analisar o fluxo de enchimento e a orientação das fibras num processo de moldação por injeção que visa a produção de amostras em material compósito de matriz polimérica (polipropileno reforçado com 20% de fibra de vidro). O estudo fez-se utilizando os métodos de orientação das fibras disponíveis no software Moldex3D. Os cálculos foram desenvolvidos considerando dois tipos de malha, malha normal e malha BLM. Obtiveram-se resultados semelhantes utilizando os diferentes métodos de orientação das fibras disponíveis no Moldex3D quer para os cálculos realizados com malha normal quer para os efetuados em malha BLM. De forma a validar os resultados obtidos no Moldex3D, procedeu-se à injeção experimental de amostras do mesmo material compósito utilizando na máquina de injeção parâmetros idênticos aos da simulação numérica. Efetuaram-se observações por microscopia ótica às amostras injetadas de polipropileno reforçado com 20 % de fibra de vidro. A tendência para o fluxo de enchimento e orientação das fibras obtidas nas simulações efetuadas no moldex3D estão de acordo com as observações experimentais.

Palavras-chave: Moldex3D, compósito, fluxo de enchimento, orientação das fibras, Injeção

## 1. INTRODUÇÃO

Nos últimos anos ocorreu um crescimento do processo de moldação por injeção de materiais compósitos de matriz em polímero termoplástico reforçado com fibras descontínuas. A performance dos compósitos reforçados com fibras é avaliada não só pelas propriedades da matriz mas também pela fração volúmica, dimensão, composição, distribuição e orientação das fibras [1, 2]. Durante o processo de moldação por injeção, a orientação das fibras pode variar com o fluxo de enchimento e com os parâmetros envolvidos no processo [3-5]. Deste modo, importa conhecer os fluxos de enchimento durante a injeção de forma a prever as orientações do reforço e assim obter melhores propriedades para a peça. Na simulação reológica CAE é possível simular diversos parâmetros envolvidos no processo de moldação por injeção. De entre eles destacam-se, o tempo de enchimento, pressão de injeção, temperatura do fundido, empenos e a orientação das fibras.

Este estudo teve como objetivo analisar o fluxo de enchimento e a orientação das fibras num processo de injeção para produzir amostras em polipropileno (PP) reforçado com 20% de fibra de vidro. O estudo foi desenvolvido com auxílio ao Moldex3D (da CoreTech System Co., Ltd), que é uma ferramenta que apresenta boa precisão do processo de enchimento com a simulação 3D de peças sólidas e espessas.

## 2. DESCRIÇÃO

O trabalho teve início com a modelação 3D do molde (a usar posteriormente para a injeção experimental das amostras) no software Solidworks. Recorrendo às ferramentas disponíveis no Moldex3D construíram-se as malhas numéricas (malha normal e malha BLM) e efetuaram-se as simulações numéricas do enchimento no processo de injeção (figura 1). O estudo da orientação das fibras foi realizado com base nos modelos matemáticos incluídos no Moldex3D. O modelo tradicional de orientação das fibras aborda o modelo hidrodinâmico de Jeffery, a difusão rotativa do reforço e a interação fibra-matriz. O método Halpin-Tsai é utilizado no cálculo da rigidez de compósitos reforçados por micro e nano partículas. O modelo Mori-Tanaka prevê com precisão propriedades mecânicas de compósitos [6-9]. Procedeu-se à injeção experimental de amostras para posterior observação por microscopia ótica. As observações experimentais para o fluxo de enchimento e orientação das fibras mostram tendência análoga às simulações obtidas no Moldex3D.

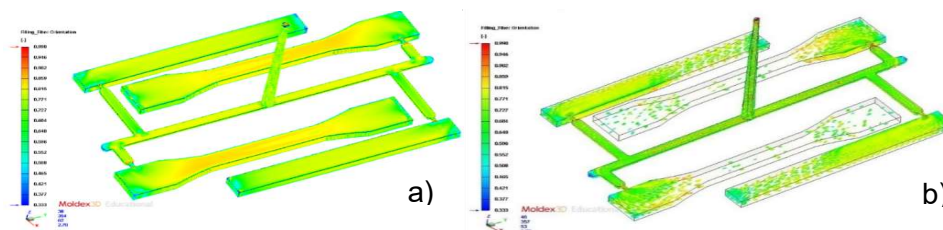


Figura 1 - Resultados obtidos no estudo CAE para a orientação das fibras: a) malha normal e b) malha BLM.

## 3. CONCLUSÕES

Na simulação CAE obtiveram-se resultados semelhantes utilizando os diferentes métodos de orientação das fibras disponíveis no Moldex3D quer para os cálculos realizados com malha normal quer para os efetuados em malha BLM. Contudo, o tempo de cálculo é muito mais rápido num projeto feito com malha BLM do que com malha normal. Com a aplicação das três metodologias, as fibras aparecem essencialmente orientadas segundo o comprimento das amostras. A tendência para o fluxo de enchimento e orientação das fibras obtidas nas simulações efetuadas no moldex3D estão de acordo com as observações experimentais.

## REFERÊNCIAS

- [1] Seong D. G. *et al.* (2019) Influence of fiber length and its distribution in three phase poly(propylene) composites. *Composites Part B*, 168, 218-225.
- [2] Huang CT. *et al.* (2020) Investigation on the Fiber Orientation Distributions and Their Influence on the Mechanical Property of the Co-Injection Molding Products. *Polymers* 2020, 12(1), 24.
- [3] Lafranche E. *et al.* (2005) Injection moulding of long glass fiber reinforced polyamide 66: processing conditions/microstructure/flexural properties relationship. *Advances in Polymer Technology*, 24 (2), 114-131.
- [4] Crema, L. *et al.* (2018) Experimental analysis of mechanical properties and microstructure of long glass fiber reinforced polypropylene processed by rapid heat cycle injection molding. *Composites Part A: Applied Science Manufacturing*, 107, 366-373.
- [5] Haibin N. *et al.* (2019) A review of long fibre-reinforced thermoplastic or long fibre thermoplastic (LFT) composites. *International Materials Reviews*, 65 (3), 164-188.
- [6] Tseng, HC. *et al.* (2013) Phenomenological improvements to predictive models of fiber orientation in concentrated suspensions. *Journal of Rheology*, 57 (6), 1597-1631.
- [7] Shokrieh, M., Moshrefzadeh-Sani, H. (2016) On the constant parameters of Halpin-Tsai equation. *Polymer*, 106, 14-20.
- [8] Zare, Y. (2016) Development of Halpin-Tsai model for polymer nanocomposites assuming interphase properties and nanofiller size. *Polymer Testing*, 51, 69-73.
- [9] Lee, D. (2018) Local anisotropy analysis based on the Mori-Tanaka model for multiphase composites with fiber length and orientation distributions. *Composites Part B: Engineering*, 148, 227-234.



## DESENVOLVIMENTO DE RELAÇÕES EMPÍRICAS TENSÃO/DUREZA PARA A DETERMINAÇÃO DO COMPORTAMENTO MECÂNICO LOCAL DE SOLDADURAS EM LIGAS DE ALUMÍNIO

Carlos Leitão<sup>1,2</sup>, Ivan Galvão<sup>1,2</sup>, Sree Sabari<sup>1</sup>, David Gomes Andrade<sup>1,3</sup> & Dulce Rodrigues<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Universidade de Coimbra, CEMMPRE, Departamento de Engenharia Mecânica, Coimbra, Portugal

<sup>2</sup> ISEL, Área Departamental de Engenharia Mecânica, Instituto Politécnico de Lisboa, Portugal

<sup>3</sup> Universidade de Coimbra, ISISE, Departamento de Engenharia Mecânica, Portugal

carlos.leitao@dem.uc.pt; ivan.galvao@dem.uc.pt; sree.sabari@dem.uc.pt; david.andrade@uc.pt;  
dulce.rodrigues@dem.uc.pt



### RESUMO

Por se tratar de uma tecnologia de soldadura em estado sólido, o processo *Friction Stir Welding* é particularmente indicado para soldar ligas de alumínio. No entanto, as ligas de alumínio tratáveis termicamente, como é exemplo a liga AA6082, quando soldadas, apresentam elevada heterogeneidade de propriedades na zona afetada pelo processo. Torna-se, então, particularmente relevante proceder-se ao desenvolvimento de ferramentas analíticas que permitam estimar o comportamento mecânico em tração nas diferentes regiões das soldaduras. Assim, o presente estudo tem como objetivo relacionar as resistências local de soldaduras na liga de alumínio AA6082-T6 com os seus perfis de dureza. Com base nessa correlação, foram estabelecidas relações lineares entre tensão e dureza para as diferentes regiões da soldadura. O uso destas relações apresenta grande eficácia e interesse quando não se dispõe de meios para caracterizar o comportamento mecânico local das soldaduras.

Palavras-chave: *Friction Stir welding* / AA6082 / Comportamento mecânico / Tensão / Dureza

## 1. INTRODUÇÃO

O processo de soldadura em estado sólido *Friction Stir Welding* (FSW) apresenta-se como uma alternativa aos tradicionais processos por fusão, em particular, na união de chapas de alumínio. De acordo com Magalhães et al. 2018, nos últimos anos, o interesse por este processo de ligação tem crescido, especialmente na indústria automóvel e aeronáutica, onde a liga AA6XXX tem sido amplamente utilizada.

As ligas AA6XXX, quando soldadas por FSW, apresentam grande heterogeneidade de propriedades mecânicas e microestruturais. Esta heterogeneidade deve-se à ocorrência de alterações na estrutura e densidade dos precipitados endurecedores durante o processo (Sato et al. 2002, Fratini et al. 2006). Assim, os perfis de dureza destas soldaduras apresentam formato “W”, com um forte amaciamento na zona afetada pelo processo, mais concretamente na zona afetada termicamente (ZAT) e na zona afetada térmica e mecanicamente (ZATM) (Threadgill et al. 2009, Çam and Mistikoglu, 2014, Jacquin and Guillemot, 2021). Contudo, apesar de existir um grande número de trabalhos que analisam a evolução microestrutural das soldaduras com os parâmetros de processo através da realização de ensaios de micro-dureza, até à data, apenas alguns trabalhos analisaram a resistência mecânica local da região soldada. A determinação da resistência mecânica local nas ZAT e ZATM apenas pode ser realizada através de ensaios de tração de micro-provetes, provetes longitudinais e provetes transversais (Sillapasa et al. 2017, Nielsen et al. 2010, Amancio-Filho et al. 2008, Suthar et al. 2020, Manikandan et al. 2021), sendo que estes últimos requerem o uso de correlação digital de imagem (CDI) (Leitão et al. 2012).

Neste trabalho, a resistência local de soldaduras FSW, produzidas em alumínio AA6082-T6, é comparada com os perfis de dureza das mesmas, para um leque alargado de condições de processo. Desta comparação, resultaram relações tensão-dureza que permitem aferir as propriedades plásticas locais das diferentes regiões das soldaduras e, deste modo, a resistência mecânica local.

## 2. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

### 2.1. Procedimentos de soldadura

Foram produzidas soldaduras, por FSW, em chapas com 6 mm de espessura, da liga de alumínio 6082-T6. Para isso foi utilizada uma ferramenta de base cónica com pino cilíndrico roscado. Na Tabela 1, mostram-se as dimensões da ferramenta, bem como os parâmetros de

processo utilizados na fabricação das soldaduras, nomeadamente, a carga axial ( $F_z$ ), o ângulo de inclinação da ferramenta ( $\alpha$ ) e as velocidades de rotação ( $\omega$ ) e de avanço ( $v$ ). Conforme se indica na tabela, ao longo do texto, as diferentes soldaduras serão identificadas utilizando um acrónimo ( $\omega\_v$ ) que identifica os valores das velocidades de rotação e de avanço utilizadas na sua fabricação.

**Tabela 1 – Parâmetros de soldadura.**

	Amostra	Velocidade de rotação (rpm)	Velocidade de avanço (mm/min)	Diâmetro da base (mm)	Diâmetro do pino (mm)	Força axial (kN)	Ângulo de Inclinação (°)
Variação da velocidade de rotação	500_200	500	200	21	7	20	3
	600_200	600	200				
	700_200	700	200				
	800_200	800	200				
Variação da velocidade de avanço	900_200	900	200				
	1000_200	1000	200				
	1000_400	1000	400				
	1000_600	1000	600				
	1000_1000	1000	1000				

## 2.2. Caracterização mecânica

A heterogeneidade de propriedades mecânicas ao longo da secção transversal das soldaduras foi avaliada através da realização de medições de dureza, transversalmente à direção de soldadura, após várias semanas de envelhecimento natural das amostras à temperatura ambiente. Para efetuar as medições foi utilizada uma carga de 200 gf, aplicada durante 30 s, respeitando-se um espaçamento entre medições de 500  $\mu\text{m}$ .

O comportamento mecânico em tração das soldaduras foi avaliado através da realização de ensaios de tração numa máquina universal com 100 kN de capacidade máxima de carga. Os ensaios foram realizados à temperatura ambiente, com uma taxa de deformação inicial nominal de  $1,33 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ . A geometria das amostras ensaiadas, assim como os demais procedimentos de ensaio, foram estabelecidos de acordo com a norma ISO 6891-1. A evolução da distribuição da deformação nas amostras, durante o ensaio de tração, foi adquirida por CDI, com recurso ao sistema ótico Aramis 3D 5M. De modo a permitir a aquisição da deformação através desta técnica, previamente ao ensaio de tração, os provetes foram pintados em branco mate, tendo-se aplicado posteriormente um padrão aleatório de partículas pretas sobre a superfície pintada de branco.

Com base na distribuição da deformação nas diferentes regiões dos provetes das soldaduras, foram traçadas curvas tensão-deformação locais. As curvas foram determinadas sabendo que, numa amostra com distribuição heterogénea de propriedades ao longo do seu comprimento útil, a evolução da secção transversal ( $A^i$ ), em regiões com diferentes propriedades, pode ser calculada com base na expressão

$$A^i = A_0^i \exp(-\varepsilon^i) \quad (1)$$

onde  $A_0^i$  representa a secção transversal inicial da amostra na região em estudo e  $\varepsilon^i$  representa a média da deformação axial local determinada por CDI. Conhecendo a evolução da área em cada região, a tensão local pode ser determinada dividindo a força pela área  $A^i$ . A viabilidade da utilização desta técnica na determinação de curvas locais tensão-deformação, representativas do comportamento mecânico de diferentes regiões de soldaduras, foi comprovada em Leitão et al. 2012.

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 3.1. Perfis de dureza

De modo a avaliar a evolução da heterogeneidade de propriedades mecânicas ao longo da secção transversal das soldaduras, em função dos parâmetros do processo, foram efetuadas medições de dureza ao longo da secção transversal das soldaduras, a meio da espessura das chapas. Na Fig. 1 comparam-se, a título de exemplo, os perfis de dureza relativos às amostras 500\_200, 1000\_200 e 1000\_1000, as quais, de acordo com a Tabela 1, foram produzidas utilizando os valores máximos e mínimos da velocidade de avanço e de rotação.

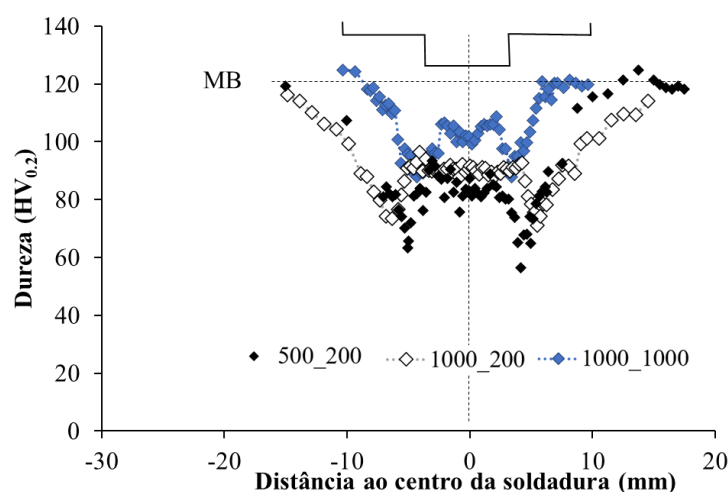


Fig. 1 – Comparação dos perfis de dureza das amostras 500\_200, 1000\_200 e 1000\_1000.

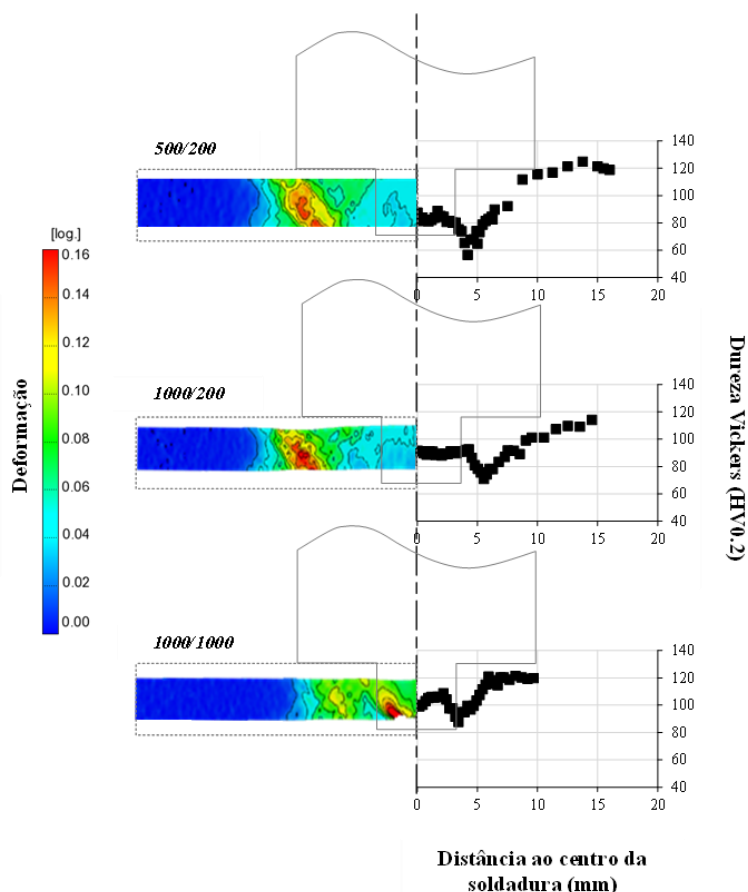
Comparando os perfis de dureza na Fig. 1 é possível concluir que alterando a velocidade de rotação, para uma mesma velocidade de avanço, não altera significativamente as características das soldaduras. Com efeito, a comparação dos perfis permite apenas visualizar pequenas diferenças nos valores da dureza mínima, entre as soldaduras produzidas com a mesma velocidade de avanço. Por outro lado, comparando os perfis de dureza relativos às soldaduras produzidas com a mesma velocidade de rotação, mas velocidades de avanço diferentes, é possível concluir que o aumento da velocidade de avanço de 200 para 1000 mm/min não só conduziu a uma forte redução na largura da ZATM e da ZAT, mas também conduziu a uma forte redução do amaciamento, nestas duas regiões da soldadura, relativamente à dureza inicial do metal base.

### 3.2. Análise da distribuição da deformação nas soldaduras

Na Fig. 2a-c, mostram-se, do lado esquerdo, os mapas com a distribuição da deformação principal ( $\varepsilon_1$ ) para carregamentos correspondentes à carga máxima ( $F_{max}$ ) e, do lado direito, os perfis de dureza nas secções transversais das amostras. Os resultados apresentados na figura referem-se às amostras 500\_200, 1000\_200 e 1000\_1000. Analisando a figura é possível concluir que as amostras 500\_200 e 1000\_200 sofreram rotura na região para a qual foram registados os valores de dureza mais reduzidos, ou seja, na ZAT. A rotura nesta região ocorreu antes de ter sido registada qualquer deformação plástica no material base. Por outro lado, para a amostra 1000\_1000, a imagem de isovalores mostra que a rotura da amostra ocorreu na ZATM, onde se pode observar a concentração da deformação num ponto, na raiz da soldadura, onde estaria localizado um pequeno defeito. A comparação dos mapas de distribuição de deformação das diferentes amostras permite ainda concluir que a largura da região deformada plasticamente é maior para as amostras produzidas com velocidades de avanço mais lentas, o que está de acordo com as conclusões da análise dos perfis de dureza.

Com base nos valores da distribuição da deformação, nas diferentes regiões das soldaduras, foram traçadas curvas tensão real – deformação real, para a ZATM e para a ZAT, utilizando a Eq. (1). As curvas correspondentes à ZATM estão representadas na Fig. 3a, onde também se mostra, na Fig. 3b, a evolução das deformações principais locais ( $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ ) durante o ensaio. O gráfico da Fig. 3b permite confirmar que a trajetória de deformação na região em análise permaneceu linear e próxima da trajetória de tração uniaxial, do início ao final do ensaio, para a generalidade das amostras. No entanto, para a amostra 1000\_1000, a trajetória de deformação começou a afastar-se da linearidade quando se iniciou a concentração da deformação junto ao defeito existente nesta região. De forma a assegurar a validade dos

procedimentos adotados no cálculo das curvas locais, estas foram traçadas considerando apenas os valores de deformação correspondente à parte linear das curvas ( $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ ), para todas as amostras.



**Fig. 2 –Distribuição da deformação principal ( $\varepsilon_I$ ) e perfis de dureza da secção transversal das amostras 500\_200 (a), 1000\_200 (b) e 1000\_1000 (c).**

De modo a melhor explicar a evolução da resistência local das diferentes regiões das soldaduras, com os parâmetros do processo, foi efetuada uma análise mais detalhada das curvas tensão-deformação locais para as amostras cujos mapas de distribuição da deformação foram apresentados na Fig. 2. Assim, na Fig. 4a, comparam-se as curvas tensão-deformação locais, relativas à ZATM e à ZAT, para as amostras 500\_200 e 1000\_200, com a curva tensão-deformação do material base (MB). De modo a possibilitar a análise do comportamento plástico das diferentes regiões da soldadura, até valores de deformação mais elevados do que os registados no ensaio de tração, adicionalmente às curvas tensão-deformação experimentais, foram também traçadas curvas analíticas obtidas ajustando a equação de *Swift*

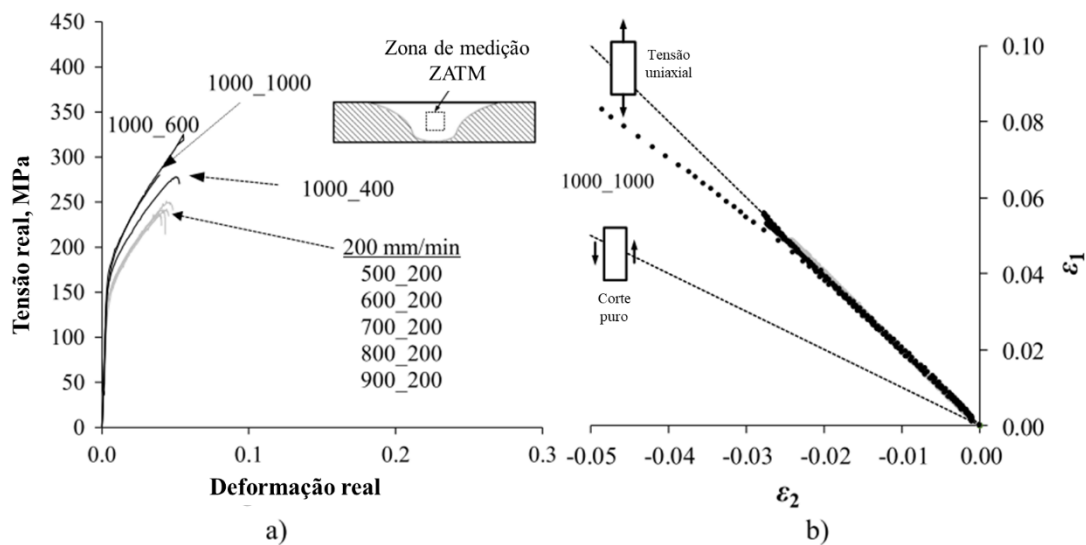


$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (2)$$

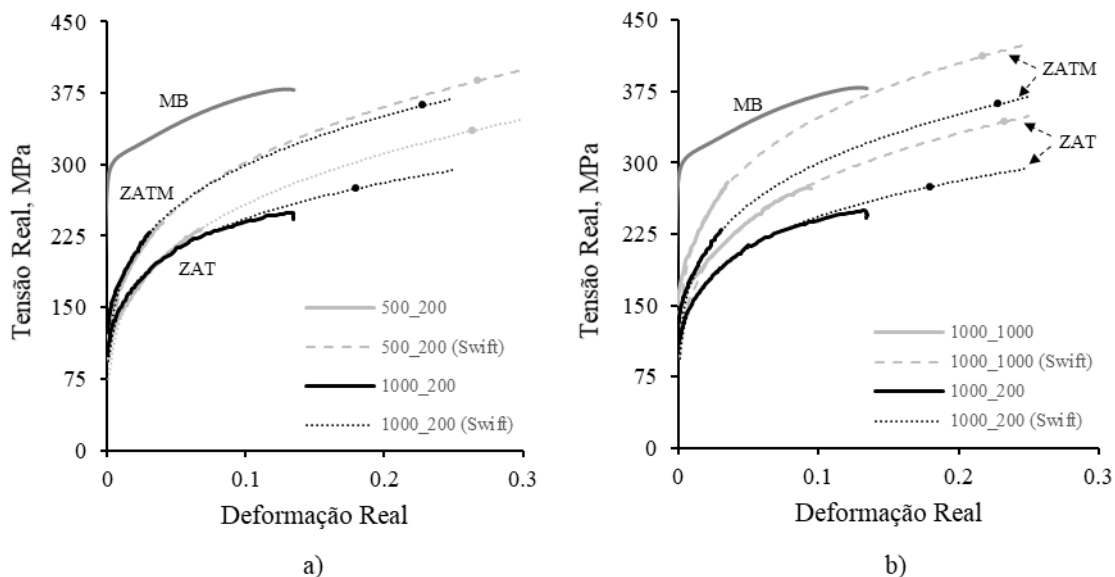
aos resultados experimentais, de modo a calcular as constante  $k$ ,  $n$  e  $\varepsilon_0$ . Nas curvas analíticas, foi ainda identificada, utilizando um círculo preenchido, a tensão na carga máxima ( $\sigma_u$ ), correspondente a cada material, calculada utilizando a relação:

$$\sigma_u = kn^n. \quad (3)$$

Comparando as curvas na Fig. 4a é possível concluir que as tensões limite de elasticidade dos materiais constituintes da ZATM e da ZAT são muito semelhantes, para ambas as soldaduras, mas inferiores à tensão limite de elasticidade do material base, mostrando que ocorreu uma forte redução da resistência da liga nas regiões afetadas pelo processo. Estes resultados, que estão do acordo com o já reportado aquando da análise dos resultados de dureza, evidenciam a possibilidade de estabelecer uma correlação entre os resultados de dureza e de tração.



**Fig. 3 – Curvas tensão-deformação locais (a), relativas à ZATM, e evolução da trajetória de deformação (b) durante o ensaio.**



**Fig. 4 –Comparação das curvas tensão-deformação locais das amostras 500\_200 e 1000\_200 (a) e das amostras 1000\_1000 e 1000\_200 (b), com a curva tensão-deformação do metal base (MB).**

Na Fig.4b mostram-se o mesmo tipo de resultados apresentados na Fig. 4a, mas agora para as amostras 1000\_1000 e 1000\_200. Analisando a figura é possível concluir que a resistência desta zona é muito diferente para os dois tipos de soldadura, contrariamente ao que foi reportado para as soldaduras anteriores. Com efeito, de acordo com o gráfico, a ZATM da soldadura 1000\_1000 apresenta tensão na carga máxima semelhante à do metal base. Por outro lado, a ZATM da soldadura 1000\_200 apresenta resistência claramente inferior à do metal base. Na realidade, a curva tensão-deformação da ZATM da amostra 1000\_200 é em tudo semelhante à da ZAT da amostra 1000\_1000, para a qual foram registados valores semelhantes de dureza. Finalmente, para a ZAT da amostra 1000\_200, para a qual, de acordo com a Fig. 1, foram registados os menores valores de dureza, foram também registados os menores valores, quer de tensão limite de elasticidade, quer de tensão na carga máxima.

### 3.3. Modelação da relação dureza-deformação

A análise realizada nos dois itens anteriores mostrou que as soldaduras com valores semelhantes de dureza mínima apresentam comportamento plástico semelhante. Assim, na Fig. 5, traçam-se os valores da dureza mínima registada na ZATM e na ZAT, para todas as soldaduras analisadas neste trabalho, em função dos valores da tensão limite de elasticidade ( $\sigma_{0,2}$ ) e da tensão de escoamento plástico ( $\sigma$ ), para diferentes valores de deformação (0,025, 0,05 e 0,1), obtidos a partir das curvas tensão-deformação locais. De realçar que, de acordo

com a tensão máxima atingida no ensaio, os valores de tensão apresentados na figura podem ser valores experimentais, ou os obtidos com base na Eq. (3). A figura permite constatar que existe uma relação linear entre a tensão e a dureza, quer em domínio elástico, quer em domínio plástico. Ou seja, a figura mostra que a curva tensão-deformação em tração de um dado material poderá ser obtida, conhecendo os valores da dureza, utilizando simples relações matemáticas lineares. No entanto, uma vez que a evolução da tensão com a deformação é não-linear, devido ao encruamento, expressões diferentes devem ser utilizadas para ajustar a tensão limite de elasticidade e a tensão de escoamento plástico, a qual evolui com a deformação plástica. As expressões propostas neste trabalho são as seguintes:

$$\sigma_{0.2} = c_1 \cdot HV + c_2, \quad (4)$$

$$\sigma = c_3 \cdot HV + f(\epsilon^p), \quad (5)$$

$$f(\epsilon^p) = c_4 \cdot \epsilon^p + c_5. \quad (6)$$

Nas equações anteriores,  $HV$  é a dureza em Vickers e  $c_1$  a  $c_5$  são constantes cujos valores são os seguintes:  $c_1=1,4$ ;  $c_2=31,7$ ;  $c_3=2,0$ ;  $c_4=818,1$ ;  $c_5=28,4$ .

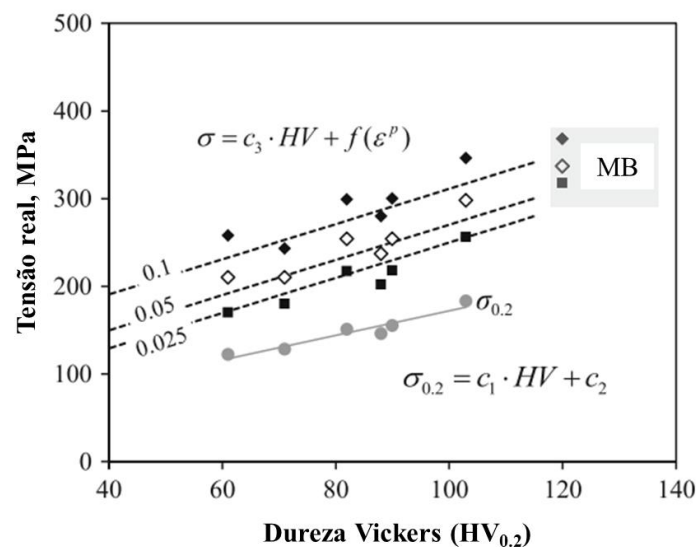


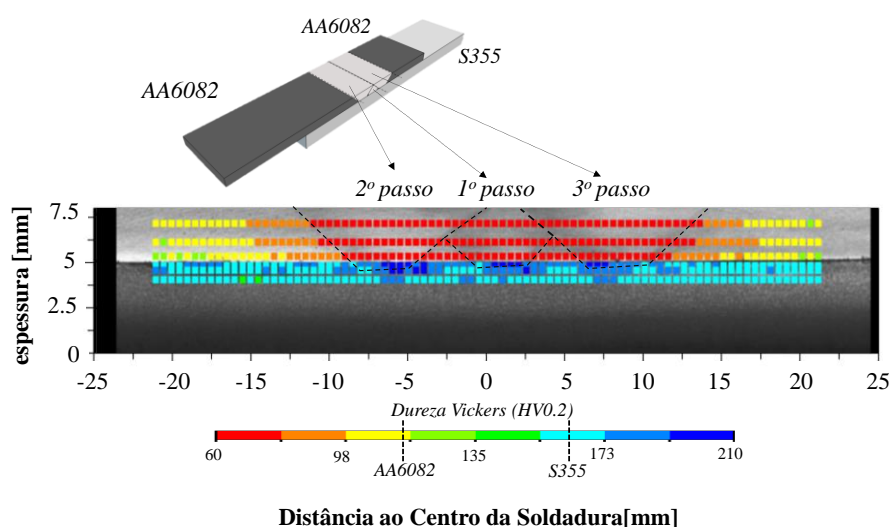
Fig. 5 – Tensão real local versus dureza.

### 3.1. Validação do modelo

O modelo proposto para determinar curvas tensão-deformação com base em medições de dureza foi validado com recurso aos resultados da caracterização de uma soldadura com características diferentes das utilizadas para o desenvolver. Nomeadamente, foram ensaiadas amostras de uma soldadura dissimilar alumínio-aço (AA 6082-T6/S355J2+N), produzida em

junta sobreposta, utilizando uma técnica de passos múltiplos. Todos os detalhes associados à produção e caracterização desta soldadura podem ser consultados em Leitão et al. 2016.

A Fig. 6, onde se mostra a distribuição de dureza na soldadura dissimilar, permite ver também a morfologia das diferentes regiões da soldadura, fabricada em 3 passes, de acordo com a sequência que se identifica na figura. A análise da figura permite concluir que a ligação apresenta uma forte heterogeneidade de propriedades na sua secção transversal. Com efeito, a distribuição de dureza na parte superior da junta sobreposta, correspondente à liga de alumínio, mostra que o processo de soldadura induziu uma importante perda de resistência neste material base. Ao contrário das soldaduras analisadas anteriormente (Fig. 1), a dureza na ZATM da soldadura dissimilar apresenta valores inferiores aos da ZAT. A distribuição de dureza na soldadura permite ainda concluir que, na parte inferior da junta, onde se localiza o aço, o processo de soldadura induziu um aumento de dureza relativamente à dureza inicial deste material base, numa região localizada, situada junto à interface prévia com a liga de alumínio.



**Fig. 6 – Distribuição de dureza na secção transversal da soldadura AA 6082-T6/S355J2+N.**

Na Fig. 7a mostra-se agora a curva tensão-deformação local, correspondente ao comportamento em tração da ZAT da soldadura, calculada utilizando a Eq. (1). Na figura, mostra-se ainda o mapa de distribuição da deformação, o qual permite ver que a rotura da amostra ocorreu após terem sido registados valores de deformação bastante mais elevados na ZAT do que na ZATM. Na Fig. 7b, mostram-se os valores da dureza e da tensão, obtidos para a ZAT, com base nos resultados das Figs. 6 e 7a, respetivamente. A excelente correlação entre os resultados desta soldadura e os da análise anterior prova a robustez do modelo

desenvolvido. Sendo assim, a curva tensão-deformação da ZATM foi determinada com base na dureza média determinada para esta zona com o auxílio da Fig. 6, utilizando relações tensão-dureza traduzidas pelas Eqs. (4) a (6). A curva obtida, que se mostra na Fig. 7a, mostra que, na soldadura dissimilar, a tensão limite de elasticidade da ZATM (130 MPa) é muito inferior à da ZAT.

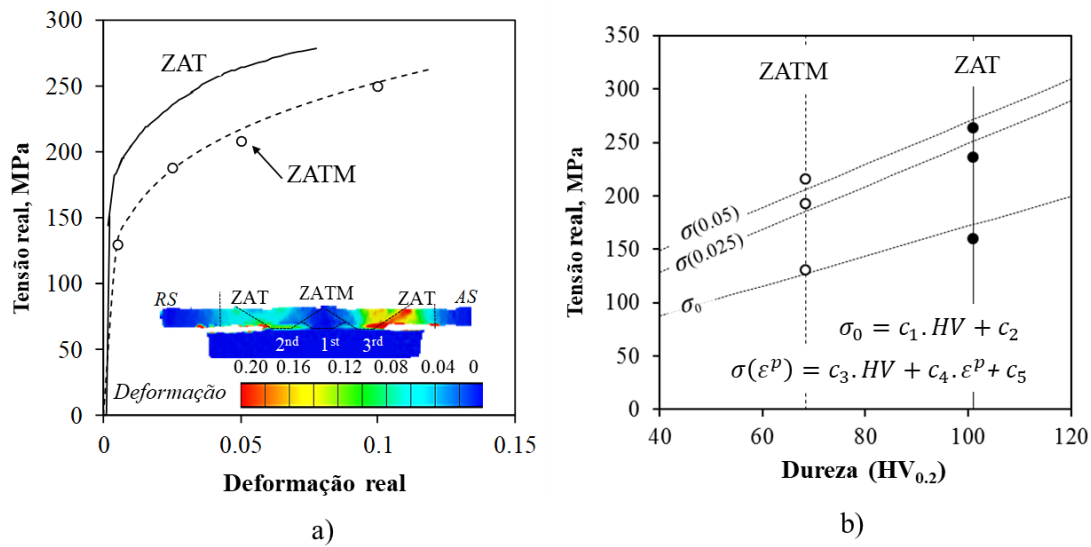


Fig. 7 – Curvas tensão-deformação e relações tensão-dureza para a ZAT e ZATM.

#### 4. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi desenvolvido um conjunto de relações que permitem traçar as curvas reais tensão-deformação em tração da liga de alumínio AA 6082 com base em medições de dureza. Estas relações são muito importantes, atendendo ao facto de esta liga ser tratável termicamente e poder sofrer variações importantes de resistência quando sujeita a ciclos térmicos, quer durante a sua conformação, quer em serviço.

#### REFERÊNCIAS

- Amancio-Filho, S.T., Sheikhi, S., dos Santos, J.F., Bolfarini, C., 2008. Preliminary study on the microstructure and mechanical properties of dissimilar friction stir welds in aircraft aluminium alloys 2024-T351 and 6056-T4. *J. Mater. Process. Technol.* 206, 132–142. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.12.008>
- ARAMIS (2009) User manual—software. v6.1 rev.b ed. Braunschweig, Germany: GOM mbH
- Çam, G., Mistikoglu, S., 2014. Recent Developments in Friction Stir Welding of Al-alloys. *J. Mater. Eng. Perform.* 23, 1936–1953. <https://doi.org/10.1007/s11665-014-0968-x>
- Fratini, L., Buffa, G., Filice, L., Gagliardi, F., 2006. Friction Stir Welding of AA6082-T6 T-joints: Process Engineering and Performance Measurement. *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.* 220, 669–676. <https://doi.org/10.1243/09544054JEM327>
- ISO. 6892-1: Metallic materials—tensile testing—part 1: method of test at room temperature. 2009.

- Jacquín, D., Guillemot, G., 2021. A review of microstructural changes occurring during FSW in aluminium alloys and their modelling. *J. Mater. Process. Technol.* 288, 116706. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.imatprotec.2020.116706>
- Leitão, C., Arruti, E., Aldanondo, E., Rodrigues, D.M., 2016. Aluminium-steel lap joining by multipass friction stir welding. *Mater. Des.* 106, 153–160. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.05.101>
- Leitão, C., Galvão, I., Leal, R.M., Rodrigues, D.M., 2012. Determination of local constitutive properties of aluminium friction stir welds using digital image correlation. *Mater. Des.* 33, 69–74. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2011.07.009>
- Magalhães, V.M., Leitão, C., Rodrigues, D.M., 2018. Friction stir welding industrialisation and research status. *Sci. Technol. Weld. Join.* 23, 400–409. <https://doi.org/10.1080/13621718.2017.1403110>
- Manikandan, P., Prabhu, T.A., Manwatkar, S.K., Rao, G.S., Murty, S.V.S.N., Sivakumar, D., Pant, B., Mohan, M., 2021. Tensile and Fracture Properties of Aluminium Alloy AA2219-T87 Friction Stir Weld Joints for Aerospace Applications. *Metall. Mater. Trans. A.* <https://doi.org/10.1007/s11661-021-06337-y>
- Nielsen, K.L., Pardoën, T., Tvergaard, V., de Meester, B., Simar, A., 2010. Modelling of plastic flow localisation and damage development in friction stir welded 6005A aluminium alloy using physics based strain hardening law. *Int. J. Solids Struct.* 47, 2359–2370. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.03.019>
- Sato, Y.S., Urata, M., Kokawa, H., 2002. Parameters controlling microstructure and hardness during friction-stir welding of precipitation-hardenable aluminum alloy 6063. *Metall. Mater. Trans. A* 33, 625–635. <https://doi.org/10.1007/s11661-002-0124-3>
- Sillapasa, K., Mutoh, Y., Miyashita, Y., Seo, N., 2017. Fatigue Strength Estimation Based on Local Mechanical Properties for Aluminum Alloy FSW Joints. *Materials (Basel)*. 10. <https://doi.org/10.3390/ma10020186>
- Suthar, H., Bhattacharya, A., Paul, S.K., 2020. Local deformation response and failure behavior of AA6061-AA6061 and AA6061-AA7075 friction stir welds. *CIRP J. Manuf. Sci. Technol.* 30, 12–24. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cirpj.2020.03.006>
- Threadgill, P.L., Leonard, A.J., Shercliff, H.R., Withers, P.J., 2009. Friction stir welding of aluminium alloys. *Int. Mater. Rev.* 54, 49–93. <https://doi.org/10.1179/174328009X411136>



# DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DA PERMEABILIDADE EM SCAFFOLD BASEADOS EM TPMS

Jorge Santos<sup>1</sup>, Tiago Pires<sup>1</sup>, Bárbara P. Gouveia<sup>1</sup>, André P. G. Castro<sup>1</sup>, Paulo R. Fernandes<sup>1</sup>

<sup>1</sup> IDMEC, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Lisboa, Portugal

## RESUMO

O presente estudo apresenta uma avaliação experimental da permeabilidade de *scaffolds* definidos a partir de Superfícies Mínimas Triplamente Periódicas (TPMS, de *triply Periodical Minimal Surfaces*) para serem utilizados em Engenharia de Tecido Ósseo. Três tipos de *scaffolds* TPMS foram testados: *Schwartz Diamond* (SD), *Gyroid* (SG) e *Schwartz Primitive* (SP), com quatro porosidades diferentes (50%, 60%, 70% e 80%), referidos posteriormente como SD50 a SP80. O estudo permitiu concluir que, do ponto de vista experimental, a Lei de Forchheimer pode ser interpretada e aplicada como uma extensão da Lei de Darcy. Os *scaffolds* de tipo SG foram considerados como os mais permeáveis, enquanto que os SD foram os menos permeáveis. Note-se ainda que o regime de fraca inércia foi difícil de detetar e quantificar.

**Palavras chave** Permeabilidade, Engenharia de Tecido Ósseo (ETO), Lei de Darcy, Lei de Forchheimer e Lei de fraca inércia.

## 1. INTRODUÇÃO

A permeabilidade é uma propriedade que quantifica a capacidade de determinada estrutura de conduzir fluidos e está dependente de diversos fatores estruturais como: porosidade, tamanho de poro, tortuosidade e interconetividade de poros. Todas estes fatores são importantes no âmbito de ETO pois, num *scaffold* e em conjunto, influenciam o transporte de fluidos, o que tem impacto em estímulos biomecânicos, no fornecimento necessário de nutrientes e no escoamento de resíduos a nível celular (Castro et al., 2019). Neste contexto, torna-se importante estudar, de entre as leis existentes, qual é a mais adequada para quantificar a permeabilidade de estruturas porosas.

No âmbito de *scaffolds* para ETO, a lei mais utilizada é a Lei de Darcy (Eq.1), aplicável em fluxos laminares, e que estabelece uma relação linear entre a velocidade do fluido e a queda de pressão induzida pela estrutura porosa. Com o aumento da velocidade do fluido, e a inerente transição de fluxo laminar para fluxo inercial a literatura defende o uso da Lei de Forchheimer (Eq. 2) para o cálculo da permeabilidade (Santos et al., 2020).

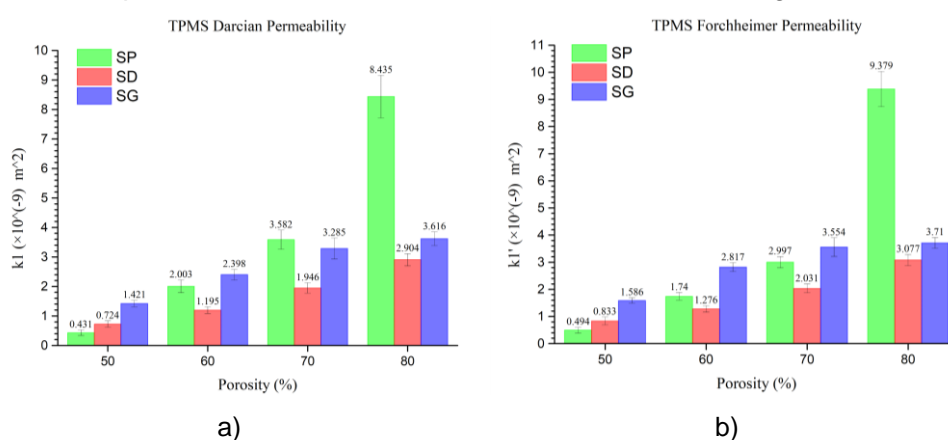
$$-\frac{dP}{dx} = \frac{\mu}{k_1} \times v \quad (1)$$

$$-\frac{dP}{dx} = \frac{\mu}{k_1'} \times v + \rho \times \beta \times v^2 \quad (2)$$

Onde  $-\frac{dP}{dx}$  é a queda de pressão,  $\mu$  a viscosidade do fluido,  $\rho$  a densidade do fluido,  $\beta$  o coeficiente de Forchheimer,  $v$  a velocidade do fluido e  $k_1$  e  $k_1'$  a permeabilidade de Darcy e de Forchheimer, respetivamente.

## 2. DESCRIÇÃO

Os *scaffolds* estudados foram produzidos recorrendo a impressão 3D e a determinação experimental da permeabilidade dos *scaffolds* foi efetuada fazendo passar, através dos mesmos, escoamentos forçados de água com caudais constantes, para os quais se registou a queda de pressão que cada *scaffold* induzia à passagem do fluido. Consideraram-se onze caudais (1, 2, 3, 4, 5, 10, 20, 40, 60, 80 e 100 mL/min) e obtiveram-se os valores de queda de pressão para cada tipo de *scaffold* e porosidade, em função do caudal aplicado. Após a aquisição das quedas de pressão induzidas pelos *scaffolds*, procedeu-se á diferenciação dos diferentes regimes de fluxo, antes de se calcular a respetiva permeabilidade. Os valores de permeabilidade foram calculados utilizando as leis de Darcy e de Forchheimer para cada gama de caudais aplicável. Os resultados obtidos encontram-se na figura 1.



**Fig. 1 – Valores obtidos da permeabilidade dos scaffolds testados: a) Darcy, b) Forchheimer.**

Os valores experimentais obtidos para  $k_1$  e  $k_1'$ , tal como a literatura defende, foram próximos e na ordem de  $10^{-10}$  -  $10^{-9}$  m<sup>2</sup>. Estes resultados permitiram validar a aplicação de ambas as metodologias e ainda mostrar que a Lei de Forchheimer pode ser usada como uma expansão da Lei de Darcy. Com efeito, os resultados da permeabilidade de Forchheimer não foram significativamente diferentes dos obtidos através da Lei de Darcy.

## 3. CONCLUSÕES

Os *scaffolds* estudados possuem valores de permeabilidade em linha com a literatura para aplicações em ETO (Santos et al., 2020), o que evidencia o potencial das estruturas TPMS, por permitirem elevados valores de permeabilidade mesmo para porosidades mais baixas. Trabalho futuro irá abordar outras configurações e diferentes campos de aplicação biomédica.

## REFERÊNCIAS

- Castro, A. P. G., Pires, T., Santos, J. E., Gouveia, B. P., & Fernandes, P. R. (2019). Permeability versus Design in TPMS Scaffolds. *Materials*, 12(8). <https://doi.org/10.3390/ma12081313>
- Santos, J., Pires, T., Gouveia, B. P., Castro, A. P. G., & Fernandes, P. R. (2020). On the permeability of TPMS scaffolds. *Journal of the Mechanical Behavior of Biomedical Materials*, 110, 103932. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmbbm.2020.103932>

# THE USE OF SELECTIVE LASER MELTING IN THE PRODUCTION OF AUTOMOTIVE COMPONENT

Marques, J.D. <sup>1</sup>, Sousa, C.M. <sup>1</sup>, Alves, M.L. <sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Polytechnic of Leiria, Portugal, [2182060@my.ipleiria.pt](mailto:2182060@my.ipleiria.pt); [carlos.sousa@ipleiria.pt](mailto:carlos.sousa@ipleiria.pt); [leopoldina.alves@ipleiria.pt](mailto:leopoldina.alves@ipleiria.pt)

<sup>2</sup>Institute for Systems Engineering and Computers at Coimbra (INESC Coimbra), Polytechnic of Leiria, Portugal

## ABSTRACT

The present study is focused on the development of a component for the automotive industry using the Metal Additive Manufacturing Technology of Selective Laser Melting (SLM), in order to understand the feasibility of this type of process when used to produce automotive components. The real load conditions were analysed and imposed to the geometry, which was optimised topologically to obtain a reliable part that could be inserted in an already existing brake system. Topologic optimization of the component geometry was performed using the finite element method and considering the concepts of design for manufacturing. Several numerical simulations of the optimized final geometry were performed, which allowed to predict the new prototype behaviour in service. After the prototype validation, the new component was produced using SLM technology.

Key-Words: Selective Laser Melting, Automotive Industry, Topologic optimization, Finite element method

## 1. INTRODUCTION

In the last few years, the additive manufacturing (AM) field has benefited from technological innovations that lead to process improvements, making it more reliable and precise (Thomas Campbell, 2011). AM is fundamentally different from more conventional subtractive processes since the components are built using a “layer by layer” approach. This approach allows the production of highly complex shapes with tight dimension control and the utilization of a wide range of materials that can vary from composites, organic and rare alloys (Syed A.M. Tofail, 2018). Additive manufacturing stands out from more conventional subtractive processes due to the potential for providing several sustainability advantages. Generation of less waste during production, optimization of component geometries and mass reduction are some of the advantages of AM according to Simon Ford and Melanie Despeisse (Simon Ford, 2016).

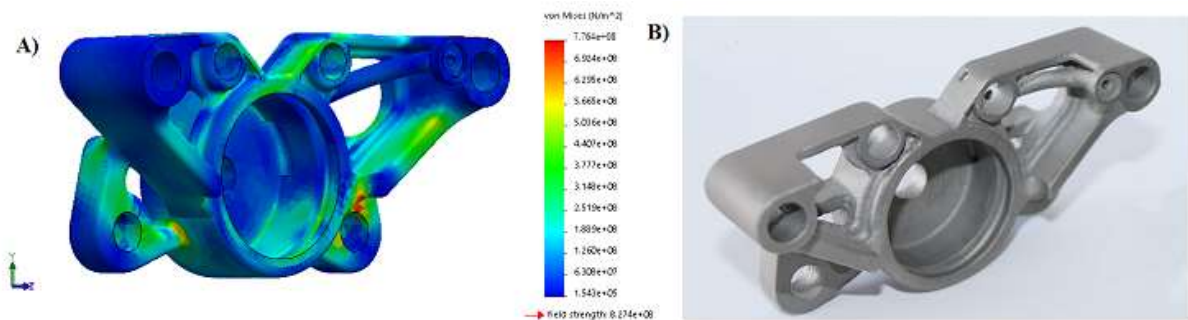
## 2. DESCRIPTION

The development of a component produced by SLM to include in the braking system of the Polytechnic of Leiria FStudent actual vehicle included several steps. In a first stage the service conditions were applied to a 3D model of the original component installed in the vehicle and a numerical computational simulation was performed through the finite element method in order to evaluate service conditions and margins. A new material with better mechanical properties than the original component was then selected and the numerical simulation was repeated with the application of the same service conditions. The results from this second study were used as a basis for the topological study and allowed the development of a new component (Prototype 3). Prototype 3 was tested numerically and the system improvements were compared with the original one (Table 1). Two different scenarios were analysed: (1) a common-use situation and (2) a panic situation (extreme).

**Table 1 – Numerical results from the second scenario load conditions**

Component	Scenario	Maximum brake pressure (bar)	Maximum Material Yield Strength (MPa)	Maximum von Mises Stress (MPa)
Original	2	115	505	495.1
Prototype 3	2	115	827.4	776.0

The simulated stress distribution from prototype 3 in the second scenario load conditions and an image of the final SLM produced component are presented in figure 1.



**Figure 1: A) Numerical simulated Von Mises stress distribution and B) SLM produced component after sand blasting.**

### 3. CONCLUSION

Numerical computational analysis results allow to understand the component behaviour when subjected to real life load conditions. It was noticeable that prototype 3 maximum von Mises stress occurred near the attachment point between the calliper and the vehicle's sleeve. However, this value only appeared in a very small region and stood below maximum material yield stress, and was only present during the second scenario load conditions, representative of a panic situation.

After design validation, the component was produced by SLM process. After production stage, small lines of melted material were noticed (Hanzl, Zetek, & Baksa, 2014) consequence of powder melting stage. For the final component, a post printing process is required in order to eliminate geometrical imperfections and improve surface finish (R.Leal, 2017).

### REFERENCES

- Hanzl, P., Zetek, M., & Baksa, T. (2014). Science Direct. *The Influence of Processing Parameters on the Mechanical Properties of SLM Parts*, pp. 1406-1413.
- R.Leal, F. L. (2017). Int J Adv Manuf Technol. *Additive manufacturing tooling for the automotive industry* , pp. 1671-1676.
- Simon Ford, M. D. (2016). Additive manufacturing and sustainability: an exploratory study of the advantages and challenges. *Journal of Cleaner Production*, 1573-1587.
- Syed A.M. Tofail, E. P. (2018). Additive Manufacturing. *Scientific and technological challenges, market uptake and opportunities*, pp. 23-36.
- Thomas Campbell, C. W. (2011). Strategic Foresight Report. *Could 3D Printing Change the World*.

## OUT-OF-PLANE BEHAVIOR OF BRICK MASONRY WALLS: INFLUENCE OF THE TIE SPACING

## COMPORTAMENTO PARA FORA DO PLANO DE PAREDES DE TIJOLO FACE À VISTA: INFLUÊNCIA OS ESPAÇAMENTO DOS LIGADORES

*Andreia Martins*<sup>1</sup>, *Graça Vasconcelos*<sup>2</sup>, *Alfredo Campos-Costa*<sup>3</sup>, *Javier Ortega*<sup>4</sup>, & *Nuno Mendes*<sup>5</sup>

<sup>1</sup> DST Group, Portugal, [Andreia.Martins@dstsgps.com](mailto:Andreia.Martins@dstsgps.com)

<sup>2</sup> ISE, Universidade do Minho, Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)

<sup>3</sup> Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [alf@lnec.pt](mailto:alf@lnec.pt)

<sup>4</sup> ISE, Universidade do Minho, Portugal, [javier.ortega@civil.uminho-pt](mailto:javier.ortega@civil.uminho-pt)

<sup>5</sup> ISE, Universidade do Minho, Portugal, [nunomendes@civil.uminho.pt](mailto:nunomendes@civil.uminho.pt)



### ABSTRACT

In order to contribute to increasing of knowledge about seismic behavior of brick veneer walls, an experimental campaign was developed on brick veneer walls attached to RC infilled frames. This paper describes some results on the out-of-plane performance of a constructive system characteristic of Portugal and South of Europe by considering different tie layout of steel ties.

Key words: Brick veneer walls, steel ties, experimental analysis out-of-plane behavior

### RSEUMO

Com o objetivo de contribuir para o aumento do conhecimento sobre o comportamento sísmico de paredes de alvenaria de tijolo face à vista, foi desenvolvida uma campanha experimental em paredes de alvenaria fixadas a pórticos preenchidos com RC. Este artigo descreve alguns resultados sobre o desempenho fora do plano de um sistema construtivo característico de Portugal e do Sul da Europa, considerando diferentes espaçamentos de ligadores metálicos.

Key words: Paredes de tijolo face à vista, ligadores metálicos, Análise experimental do comportamento fora do plano

## 1. INTRODUÇÃO

Brick veneer masonry walls are frequently used as a façade finishing in residential construction in several countries in different parts of the world, namely North America, Australia, England and other European countries due to its aesthetic appearance, durability and its thermal performance. In general, brick veneer walls are separated from an air cavity in relation to a backing system to which it is attached. The backing system can be light wood or steel frames, structural masonry or masonry walls enclosed in rc frames. The backup system is considered as the primary lateral load-resisting system and the brick veneer is considered to be non-structural. The brick veneer walls are attached to the backing system through distinct types of ties, most commonly in steel and can have different shapes and geometry, much dependent on the backing system. Although the veneer walls are regarded as non-structural elements and are not part of the resisting system of a building, they are subjected to different types of loadings, including self-weight, wind or earthquakes in case of seismic hazard regions.

The performance of veneer walls to loads during seismic events is influenced by the interaction of the veneer with the backup through wall ties, their thickness, height, length, and height to width ratio (Memari et al., 2002). Recent earthquakes occurring in different European countries brought to light fragilities of masonry veneer walls. After many of these events, it was possible to observe common failure mechanisms associated to in-plane diagonal cracking and often the detachment and complete disintegration of the masonry veneer walls. This deficient behaviour should be attributed eventually to the inefficient connections and absence of suitable design rules that consider the effect of the seismic actions on the masonry veneer walls systems (Borchelt, 2004).

The distribution of the load between the backing support and the brick veneer depends on the type of loading, the stiffness of each element, and the stiffness of the connecting ties. Under wind loads, any in-plane or out-of-plane load in the veneer will be transferred from the veneers to the backing through the ties. Inertial forces from earthquakes will load both the frame and the veneer. In both cases, the stiffness of the connecting ties should play a key role in the load distribution (Desai and McGinley, 2013).

It is considered that a detailed investigation on the seismic behaviour of masonry veneer walls becomes necessary, especially regarding the connection of the masonry veneers to the backing infill masonry walls. The primary gap identified through literature review was the lack of experimental research that addressed the response of masonry veneer walls, whose backing is composed by masonry infill wall inserted in a rc frame (Martins et al., 2017). This



represented the major motivation for conducting this research based on experimental characterization of the out-of-plane behavior of brick veneer walls.

## 2. DESCRIPTION OF THE EXPERIMENTAL MODELS

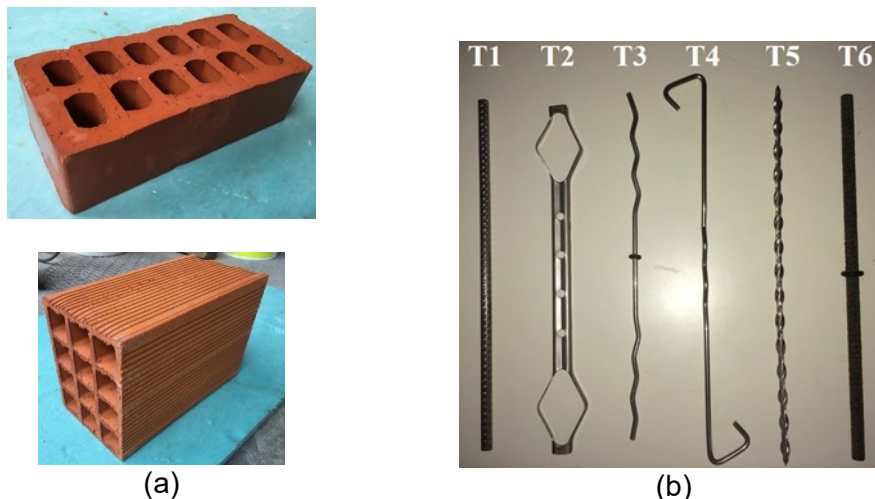
### 2.1. Geometry and materials

The experimental models of masonry veneer walls were designed taking into account real features of typical brick masonry veneer walls and laboratory conditions. The experimental model was defined based on the constructive system composed of a reinforced concrete (RC) frame with brick masonry infills having attached brick veneer walls. This constructive system is not only very common in Portugal but also in south of European countries. The reinforced concrete frames used in the experimental campaign had been previously used in other experimental campaigns on the analysis of the out-of-plane behaviour of masonry infill walls (Akhoundi, 2016; Akhoundi et al., 2020). The RC frame could be re-used because the damage previously induced was minor given that the out-of-plane loading was directly applied in the brick masonry infill walls. In addition, fixed bottom and upper beams were considered as the boundary condition, resulting in the low damage observed. The RC frames are considered as typical construction of South European countries in 1980s (Furtado et al., 2014). Given the limitation of the laboratory facilities, it was decided to define a reduced scale experimental model from the representative prototype. For this, a geometrical scale factor of 0.54 was used in the definition of the experimental model, see **Erro! A origem da referência não foi encontrada.** The design of the reinforcing elements of the frame was carried out taken into account the Cauchy's similitude law and the maximum allowable forces and flexural moments of real scale sections obtained according to ACI guidelines (ACI 318-08, 2000). With these guidelines, it was possible to calculate the maximum allowable forces and bending moments of reduced scale cross sections (Akhoundi, 2016).

The brick veneer wall is constituted by ceramic bricks with vertical holes with approximately 237mm x 115mm x 70mm (length x thickness x height). The brick masonry infill walls were built with ceramic brick units perforated horizontally with approximately 300mm x 150mm x 200mm (length x thickness x height), see Fig. 1a. Notice that, even if the RC frame is built at reduced scale, it was decided to build the brick infill and brick veneer walls with full scale brick units to have better representativeness. The brick veneer walls assemblage was carried out by using a pre-mixed water-repellent cement mortar, usually recommended by the brick unit producer. For the backup pre-mixed M5 general purpose mortar was used, following what was

used in the previous experimental work on brick infill walls. The thickness adopted for the mortar bed joints was 15mm to enable the perfect levelling of the tie.

After a research in the market of steel ties, it was observed that ties with different geometry and shapes are used to attach veneer walls to different backing systems, see Fig. 1b. Tie wall T6 is composed by basalt fibre and the other ties are made of stainless steel according to technical notes. Apart from the T5 wall tie, the ties are placed on mortar bed joints in infill and veneer leaves, with suitable embedment length. The wall ties considered in this study were steel ties (T2) selected after an experimental campaign based on tensile-compression cyclic tests on small assemblages composed of the ties attached to brick masonry specimens representing the brick veneer and brick masonry infill walls (Fig. 1b). The steel ties T2 have a length of 225 mm, a thickness of 5.5mm and a cross section area of 23mm<sup>2</sup>.

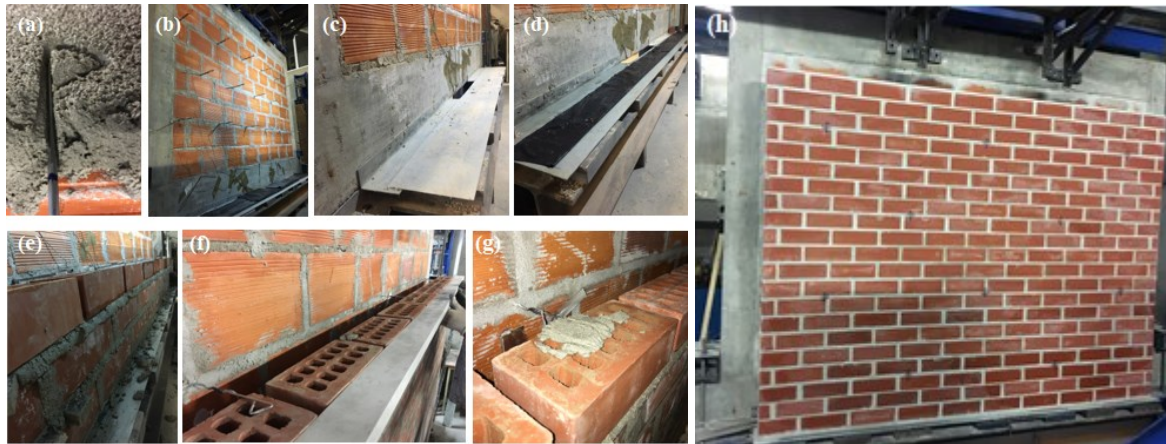


**Fig. 1 – Material sued in the experimental model; (a) bricks units for masonry infill and veneer Wall; (2) wall tie typologies**

## 2.2. Construction details and tie spacing

The construction of the masonry walls systems is a complex task because it has to be made by phases. In a first phase, the brick infill enclosed in the RC frame is built. In this phase, the positioning of the ties is of major importance to ensure adequate alignment between masonry and brick veneer walls (Fig. 2a,b). After this, a shelf angle is bolted to the bottom RC beam just above the foundation, and a flashing is placed on the shelf angle (Fig. 2c,d). This was made to evaluate its role in the friction level developed at the base between the shelf angle and the brick veneer. Finally, the brick veneer walls were built parallel to the masonry infill with similar dimensions of the concrete frame (2.32 length x 1.80 height), see Fig. 2. **Erro! A origem da referência não foi encontrada.**e. The air cavity selected for the work was about 100mm,

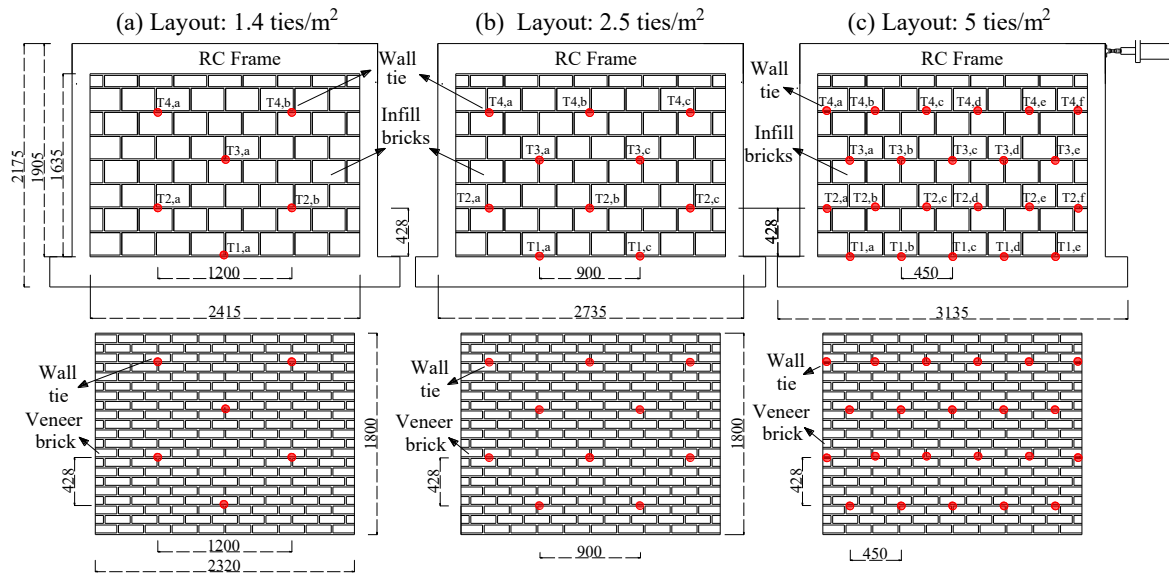
as it is considered a representative value from practice. For this air cavity width, the embedment length of the wall ties on masonry veneer mortar bed joint is 60mm, and in the masonry infill mortar bed joint it is 65mm.



**Fig. 2 – Specimen construction detailing: (a) wall tie embedment on infill leaf; (b) previous construction of infill wall; (c) shelf angle without and (d) with flashing; (e) construction of veneer wall; (f) alignment of the connectors and (g) wall tie embedment on veneer leaf (h) global view of specimen**

Three wall ties configurations were designed with the aim of understanding the advantage and disadvantages of them in the mechanical behaviour of brick veneers, mainly when submitted to out-of-plane loading. As aforementioned, the location of wall ties in the infill wall was planned so that there was no misalignment of the connectors in relation to the veneer leaf, see Fig. 2f,g. In this study, the insulation material in air cavity was not considered.

The ties were applied in the traditional pattern, at an approximately density of 1.4, 2.5 and 5 ties per square meter (Fig. 3).

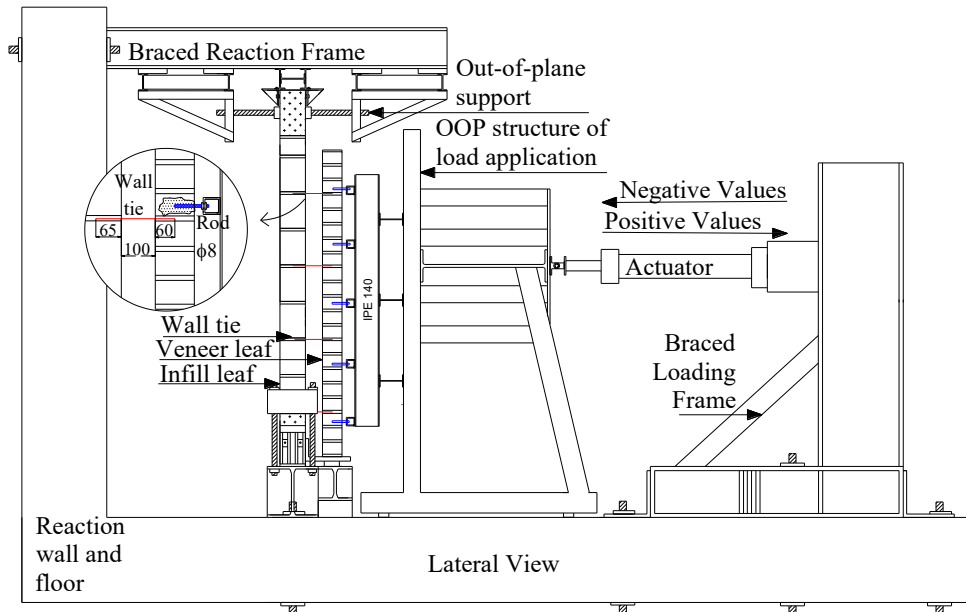


**Fig. 3 - Layout of wall ties on masonry infill and veneer wythes (dimensions in millimetres)**

The wall ties configuration is in accordance with the standards that specify this type of element (BS 5628, 1992; TMS 402-08/ACI 530-08/ASCE 5-08, 00, 2008; AFNOR, NF DTU 20.1 in P1-1, 2008), with exception of greater spacing (1.4ties/m<sup>2</sup>). This spacing was used with the purpose of knowing the performance of possible current constructive applications, given that it is believed that in practice larger ties spacing should be used. Based on this, three specimens were considered in the experimental campaign according to the tie spacing, namely T2-O\_100\_1.4, T2-O\_100\_2.5 and T2-O\_100\_5, corresponding to a tie spacing of 1.4ties/m<sup>2</sup>, 2.5ties/m<sup>2</sup> and 5ties/m<sup>2</sup>, respectively.

### 3. OUT-OF-PLANE TESTS - SETUP AND INSTRUMENTATION

For the out-of-plane cyclic test, a complex solution was designed in order to promote the ideal boundaries conditions for the brick veneer walls. The out-of-plane loading system consisted in three parts: (1) a braced loading frame, (2) a structure to simulate distributed loading and (3) a braced reaction frame (Fig. 4).



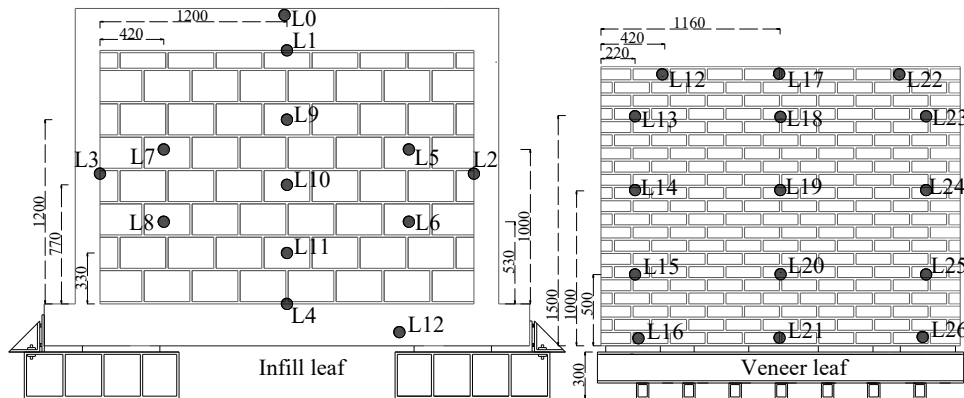
**Fig. 4 – Setup scheme for out-of-plane cyclic loading**

The top steel frame was reinforced to ensure that the top beam of RC frame was adequately constrained to out-of-plane movements. The restraint was carried out by using four steel rods M40 attached to a steel triangular structure, connected to two HEB 240 steel profiles that were fixed to the lateral reinforced concrete reaction wall. The out-of-plane loading was applied by a structure composed by a welded stiff L-shape profile with a horizontal HEB220 steel profile, an inclined HEB160 steel profile, two perpendicular HEB140 steel profiles and finally a set of tubular elements UNP50. Four rollers were added at the base of the steel frame to enable its free movement along the horizontal direction without developing friction and thus to induce additional force recorded by the horizontal actuator. This framed structure distributes the load from hydraulic actuator into 30 load points (5 rows and 6 columns). Each load point covers an area of about 0.14m<sup>2</sup>. The framed structure is connected to the veneer wall trough of threaded rods HIT – V 5.8 anchored to the clay masonry veneer using the Hilti HIT – HY 270 adhesive anchoring system in each load point. This structure is a steel rigid HEB360 steel profile fixed adequately to reaction floor to completely prevent its uplifting and sliding during the test.

The instrumentation of the infill and veneer brick walls was designed to measure the main deformations was based on 31 LVDTs as shown in Fig. 5. The out-of-plane deformation of the brick infill was monitored in the back side through 11 LVDTs. LVDTs L1 to L4 were applied to measure the relative displacement between masonry infill from the surrounding RC frame. LVDTs L5 to L11 measured the out-of-plane deformation of the infill panel during loading. Two additional LVDTs were placed to control de out-of-plane movement of the boundaries, namely

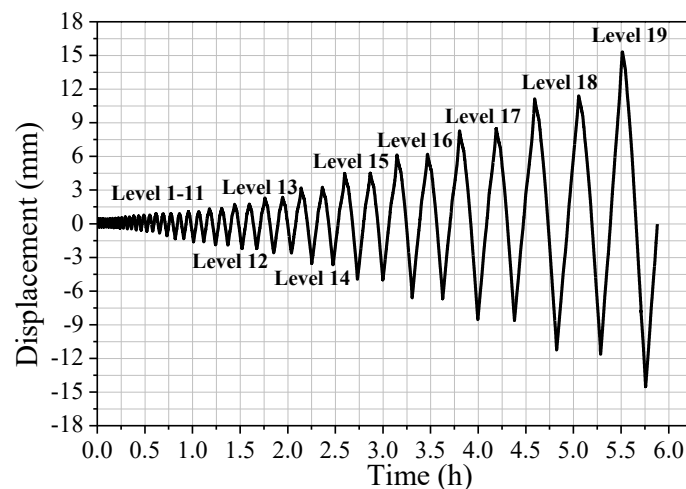


at the bottom and top RC beams (L0 and L12). In the brick veneer walls, 12 LVDTs were placed according to the layout presented in Fig. 5 to measure the main deformations. An additional LVDT was placed on the connection between actuator and structure of load application to compare the internal displacement of the actuator and the real displacement that is imposed to the veneer wall.



**Fig. 5 – Instrumentation scheme for out-of-plane cyclic loading**

Four LVDTs were placed at the external borders of the load application structure to measure the real displacement imposed during test and its distribution on veneer leaf, as indicated in Fig. 5 (L27-L30). The loading protocol was based on FEMA 461 (2007) described previously for the in-plane test: the displacement amplitude  $a_{i+1}$  in step  $i+1$  is about 1.2 times the amplitude  $a_i$  in step  $i$ . The measured displacement law applied for the three specimens of brick veneer walls is presented in Fig. 6. This law was adapted from the first law in order to have more progressive displacements during the test.

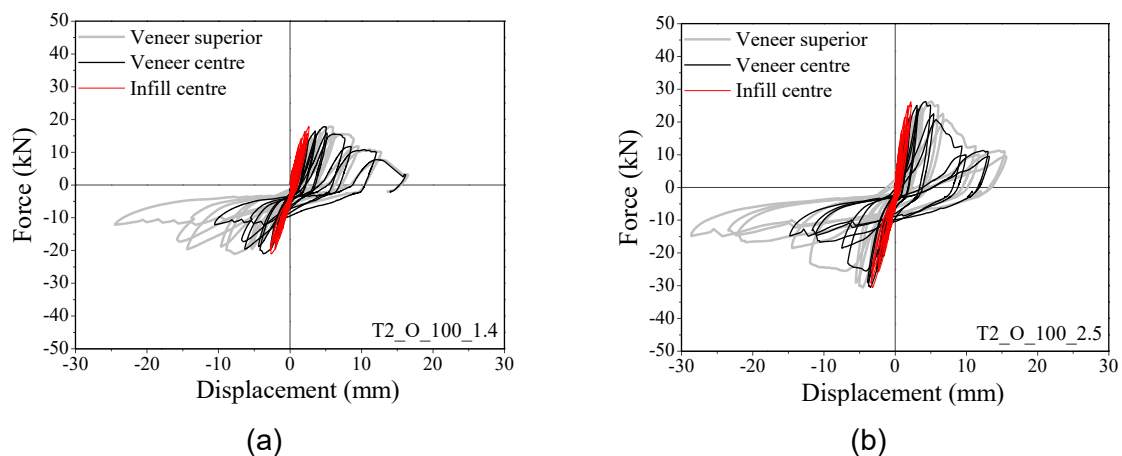


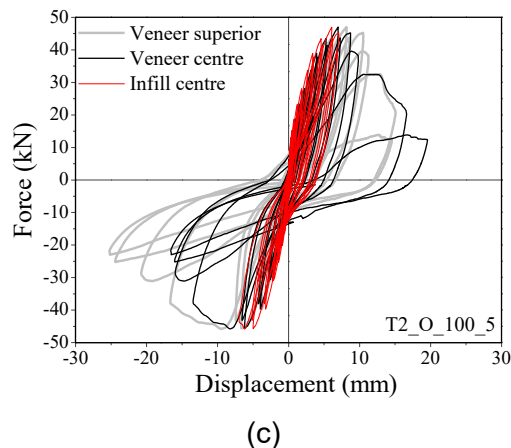
**Fig. 6 – Displacement protocol for out-of-plane testing**



#### 4. OUT-OF-PLANE TESTS - RESULTS AND DISCUSSION

The cyclic force-displacement diagrams for each specimen are presented in Fig. 7. For the masonry veneer walls, two force-displacement diagrams are provided, namely considering the out-of-plane displacement measured at the top (L17) and the out-of-plane displacement measured at mid height of the wall (L19). Together with these diagrams, it was decided also to add the force-displacement diagrams of the masonry infill wall (backing wall) considering the displacement measured at the centre of the walls. The idea of representing these different diagrams consisted of: (1) making the comparison of the deformations at masonry veneer and masonry infill easier; (2) enabling the comparison between the displacement at the top and centre of the masonry veneer. It should be mentioned that the positive and negative values of force induce tension and compression stresses on ties respectively. Due to these different types of loading, the nonlinear hysteretic response was not exactly symmetrical due to the slightly different behaviour of wall ties under tension and compression. The hysteretic curves of walls T2\_O\_100\_1.4/2.5 are slightly flat at the origin, when there is the load inversion, which is associated to the pinching effect. This effect is correlated to the accumulated damage and clearances created, promoted by the contact loss between tie-mortar due to degradation of the connection in successive cycles. As far as concerned to strength degradation between maximum resistance of first and second cycles, it was observed that there was in majority of cases a slight loss of resistance. The average loss of resisting load in tension is higher than in compression loading, being about 8.8% compared with 6% of strength loss in compression.





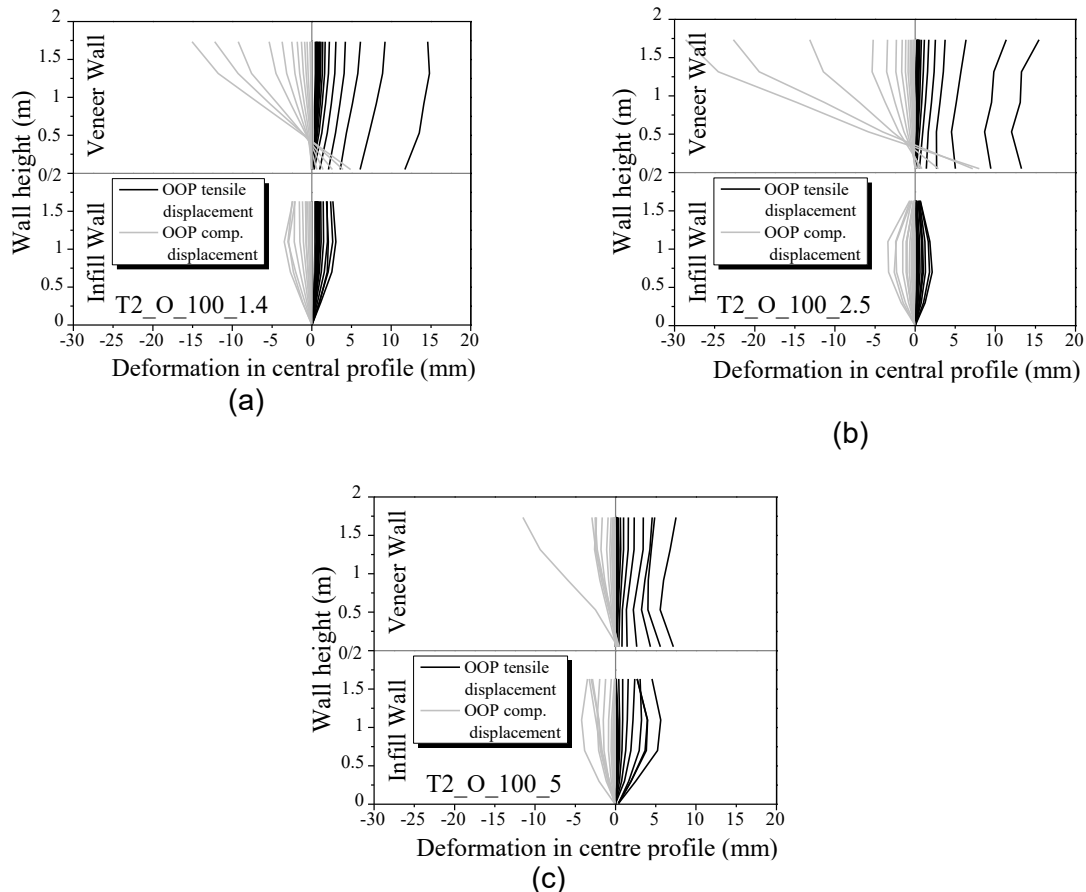
**Fig. 7 - Hysteretic diagrams**

In all walls, a considerable difference between response at middle and top of veneer is noticeable, which is related to the different displacement measured at mid height. Taking into account that the veneer wall is simply supported at base and anchored through wall ties in its perpendicular direction, being the other three sides free to move out-of-plane, there is trend for the out-of-plane rotation of the wall, particularly in case of the wall ties are compressed. In both cases the wall rotates, being the base of the veneer working as an “hinge”. Therefore, it presents the highest out-of-plane displacement at the top of the wall and the lowest at the base.

As far as force-displacement diagrams of infill walls are concerned, it is noticed that there is a significant difference with respect to veneer wall. The deformation of infill wall is dependent on the capacity that the wall ties have to transfer the out-of-plane loading to the backing system, taking into account that the load is applied directly in veneer wall. This is a very important aspect to take into account regarding the seismic behaviour because it shows the interaction between leaves and can provide some indications for a suitable structural design for resisting the loading. More deformation of the infill wall means that the wall ties accomplish its function of transferring the load, resulting in the increase of the seismic demand for the masonry infill walls.

The deformation of the brick veneer and masonry infill walls is also analysed in detail. The lateral deformation profile measured at the centre of wall is provided in order to understand the differences in the deformation pattern among the different walls and understand considering the influence of the type of wall tie and its layout. The deformation profiles are shows the displacements of masonry infill walls and veneer walls under tension (OOP tensile displacement) and compression (OOP compression displacement). Each deformation profile

corresponds to the average displacements recorded in the first and second cycle of each imposed displacement level



**Fig. 1 – Displacement profiles**

It is seen that the central profiles of the infill and veneer wall leaves show higher lateral deformation, being represented in the deformation profiles. It should be mentioned that it is common that the displacements of the veneer walls measured by the LVDTs L12-L16 and LVDTs L22 to L26, measure different displacements, meaning that the veneer walls experiment rotation around the central vertical axis. The displacement profiles along the vertical central line of the masonry walls are clearly different when the walls are submitted to tensile and compression loading. In a first phase, until the attainment of the peak load, the veneer wall did not exhibit great deformations, similarly to what happened in the infill wall. This should be attributed to the composite behaviour associated to the assemblage composed by both masonry walls. After failure of the connections, the stiffness of the system decreases substantially, resulting in the significant increase of the deformation of the walls. In case of the walls are submitted to compression loads, it is seen that horizontal rotation of the walls is more significant when compared to the rotation experienced when the walls are under tensile loading

## 5. CONCLUSIONS

This work presented and discussed the experimental results obtained on quasi-static cyclic in-plane and out-of-plane tests carried out on systems composed on an RC frame with brick masonry infill to which a brick veneer walls is attached through different types of wall ties. The adoption of the RC frame with the masonry infill as the backing system of the brick veneer walls derived from the common use of this structural system in residential buildings in Portugal and in other south European countries.

From the experimental results it was possible to conclude that: (a) Nonlinear hysteretic behaviour begins for very early stages of deformation. The hysteretic response is not symmetric in majority of cases because the wall ties play a central role on the out-of-plane performance of the system. As they exhibit different behaviour under compression and tension loading, as seen in individual study previously presented, they influence also in the same way the out-of-plane behaviour when tensile and compression loading is induced; (b) The maximum out-of-plane resistance was recorded in system with higher number of ties (lower spacing) both in case of tie; (c) there is a slight loss of resistance between first and second cycles, being achieved the highest loss about 12% due to cumulative damage; (d) The deformation of infill wall is dependent on the ability of the ties to transfer the out-of-plane loading from the brick veneer walls to the masonry infill wall. More deformation of infill wall means that the wall ties accomplish the loading transfer, resulting in a more dissipative response and improving the performance of the system under cyclic loading.

## 6. ACKNOWLEDGMENTS

The authors acknowledge the support of the Portuguese Foundation for Science and Technology (FCT), through the financing of the research project SEVen - Development of Sustainable Ceramic Brick Masonry Veneer Walls for Building Envelops (PTDC/EI-CON/30876/2017).

## REFERENCES

- ACI 318-08. 2008. in Building Code Requirements for Structural Concrete (ACI 318-08) and Commentary. American Concrete Institute.
- AFNOR, NF DTU 20.1 in P1-1. 2008. Ouvrages en maçonnerie de petits éléments — Parois et murs; Partie 1-1 : Cahier des clauses techniques types. France.
- Akhoundi, F., Strategies for Seismic Strengthening of Masonry Infilled Reinforced Concrete Frames. PhD thesis, 2016, University of Minho.
- Akhoundi, F., Vasconcelos, G., Lourenço, P.B. 2020. Experimental Out-of-Plane Behaviour of Brick Masonry Infilled Frames, *International Journal of Architectural Heritage*, 14 (2), p. 221-237.

- Borchelt, J.G. 2004. Building code requirements for brick veneer in seismic areas. in *Sísmica 2004 – 6th National Congress in Seismology and Earthquake Engineering*, University of Minho, Guimarães, Portugal.
- BS, *BS 5628*. 1992. in *Code of practice for use of masonry*.
- Furtado, A.F., Costa, C., Rodrigues, H., and Arêde, A. 2014. Characterization of structural characteristics of Portuguese buildings with masonry infill walls stock. in *9th International Masonry Conference*. University of Minho, Guimarães, Portugal.
- Desai, N., McGinley, W. M. 2013. A study of the out-of-plane performance of brick veneer wall systems in medium rise buildings under seismic loads. *Engineering Structures*, 48, p. 683-694.
- FEMA 461, in *Interim Testing Protocols for Determining the Seismic Performance Characteristics of Structural and Nonstructural Components*, 2007, Federal Emergency Management Agency.
- Martins, A., Vasconcelos, G., Costa, A.C. 2017. Brick veneer walls: A review, *Journal of Building Engineering*, 9, p. 29-41.
- Memari, A.M., Burnett, E.F.P., Kozy, B.M. 2002. Seismic response of a new type of masonry tie used in brick veneer walls. *Construction and Building Materials*. 16 (7), p. 397-407.
- TMS 402-08/ACI 530-08/ASCE 5-08, in *Building Code Requirements for Masonry Structures*. The Masonry Society, Boulder, Colorado, the American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, and the American Society of Civil. 2008: Engineers, Reston, VA. Reported by the Masonry Standards Joint Committee (MSJC)

# OUT-OF-PLANE BEHAVIOR OF BRICK MASONRY WALLS: INFLUENCE OF THE TIE SPACING

Andreia Martins<sup>1</sup>, Graça Vasconcelos<sup>2</sup>, Alfredo Campos-Costa<sup>3</sup>, Javier Ortega<sup>4</sup>, & Nuno Mendes<sup>5</sup>

<sup>1</sup> DST Group, Portugal, [Andreia.Martins@dstsgps.com](mailto:Andreia.Martins@dstsgps.com)

<sup>2</sup> ISISE, Universidade do Minho, Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)

<sup>3</sup> Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [alf@lnec.pt](mailto:alf@lnec.pt)

<sup>4</sup> ISISE, Universidade do Minho, Portugal, [javier.ortega@civil.uminho.pt](mailto:javier.ortega@civil.uminho.pt)

<sup>5</sup> ISISE, Universidade do Minho, Portugal, [nmendesa@civil.uminho.pt](mailto:nmendesa@civil.uminho.pt)

## ABSTRACT

In order to contribute to increasing of knowledge about seismic behaviour of brick veneer walls, an experimental campaign was developed on testing quasi-statically full-scale systems under in-plane and out-of-plane loading. This paper describes in detail the out-of-plane performance of a constructive system characteristic of Portugal and South of Europe by considering different tie layout corresponding to different spacing. The constructive system is constituted of brick masonry veneer leaf connected to an infill wall inserted in a reinforced concrete (rc) frame. Key words: Brick veneer walls, steel ties, experimental analysis out-of-plane behavior

## 1. INTRODUCTION

Brick veneer masonry walls are frequently used as a façade finishing in residential construction in several countries of the world due to its aesthetic appearance, durability and its thermal performance. The brick veneer walls are attached to the backing system (structural masonry, reinforced concrete frame with masonry infills, light steel or wooden frames) through distinct types of ties, most commonly in steel and can have different shapes and geometry. Recent earthquakes occurring in different European countries brought to light fragilities of masonry veneer walls with in-plane damage and out-of-plane collapse.

This seismic vulnerability represented the major motivation for conducting this research based on experimental characterization of the mechanical behaviour of brick veneer walls attached to brick masonry infills. In this work the influence of the tie spacing in the out-of-plane performance of the brick veneer walls is analysed and discussed.

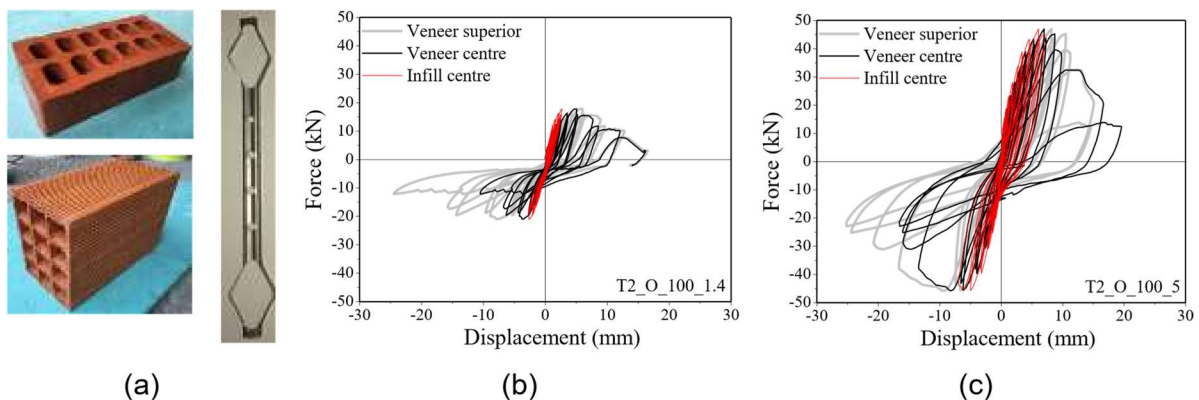
## 2. EXPERIMENTAL TESTING AND RESULTS

The system under evaluation is composed of a reinforced concrete (rc) frame with brick masonry infills attached to a brick masonry veneer by steel ties. The reinforced concrete frames had been previously used in other experimental campaign on the analysis of the out-of-plane behaviour of masonry infill walls (Akhoundi *et al.*, 2020). The brick masonry veneer wall is constituted by ceramic bricks with vertical holes with approximately 237mm x 115mm x 70mm (length x thickness x height) (Fig. 1a). The brick masonry infill walls were built with ceramic brick units perforated horizontally with approximately 300mm x 150mm x 200mm (length x thickness x height) (Fig. 1a). For the backup, a pre-mixed M5 general purpose mortar was used. A commercial tie embedded in the bed mortar joints was used to attach the brick veneer walls to the brick infill walls (Fig.1a). Three spacing were used, namely 1.4ties/m<sup>2</sup>, 2.5 ties/m<sup>2</sup> and 5ties/m<sup>2</sup>. For the out-of-plane cyclic test, a complex solution was designed in order to promote



the ideal boundary conditions for the brick veneer walls. The out-of-plane loading/reaction system consisted in three parts: (1) a braced loading steel frame; (2) a structure to simulate distributed loading and (3) a steel braced reaction frame. An external steel frame was also placed above the specimens to ensure the restriction of out-of-plane movements at the top beam of rc frame (Martins *et al.* 2020). The in-plane cyclic test was performed by imposing different pre-defined levels of displacements through a control LVDT connected to the horizontal hydraulic actuator.

The typical force-displacements diagrams measured in the brick masonry walls at the top and mid height as well as at the mid height of the brick infill wall are shown in Figure 1.



**Fig. 1 – (a) materials; (b), (c) Force-displacement diagrams for 1.4ties/m<sup>2</sup> and 5ties/m<sup>2</sup>** It is observed that the nonlinear hysteretic response is practically symmetrical, which is also associated to the symmetrical compression-tension behaviour of the tie. The deformation of the brick masonry walls increase in height and is considerably higher than the brick masonry infill. As far as concerned to strength degradation between maximum resistance of first and second cycles, it was observed that there was in majority of cases a slight loss of resistance. The tie layout reveals to have a great influence on the out-of-plane capacity of the brick masonry veneer walls, as it increases for more than the double in case of spacing of 5ties/m<sup>2</sup> when compared to the tie spacing of 1.4ties /m<sup>2</sup>.

### 3. CONCLUSIONS

Nonlinear hysteretic behaviour characterizes the composite system composed by the RC frame with masonry infill having the brick veneer wall attached with steel ties. It is considered that the response is typical of an RC frame with masonry infill, meaning that for the loading conditions considered in the experimental testing, the contribution of the brick veneer can be neglected. The maximum out-of-plane resistance was recorded in system with higher number of ties (lower spacing). The initial stiffness of the system depends greatly on the type and spacing of ties and the decreasing of stiffness due to the progressive damage at the ties and tie-mortar joint connections.

### REFERENCES

- Akhoundi, F., Vasconcelos, G., Lourenço, P.B. 2020. Experimental out-of-plane behaviour of brick masonry infilled frames, *International Journal of Architectural Heritage*, 14 (2), pp. 221-237.
- Martins, A., Vasconcelos, G., Campos-Costa, A. 2020, Experimental out-of-plane behaviour of brick masonry infilled frames, *Proceedings of 17<sup>th</sup> IBMAC*, July 05-08 Krakow, Poland.

# PRELIMINARY IMPLANT DESIGN PHASE: CHARACTERIZATION OF BONE GEOMETRY VARIABILITY FOR SELECTIVE LASER MELTING PRODUCTION

Michel Mesnard <sup>1</sup>, Tomasz Seramak <sup>2</sup>,  
Katarzyna Zasińska <sup>3</sup>, Clément Marrel <sup>4</sup>, Ricardo Duarte <sup>5</sup> & Antonio Ramos <sup>6</sup>

<sup>1</sup> Institut de Mécanique et d'Ingénierie, Université de Bordeaux, France, [michel.mesnard@u-bordeaux.fr](mailto:michel.mesnard@u-bordeaux.fr)

<sup>2</sup> Department of Materials Engineering, Gdansk University of Technology, Poland, [tomasz.seramak@pg.edu.pl](mailto:tomasz.seramak@pg.edu.pl)

<sup>3</sup> Department of Machine Design, Gdansk University of Technology, Poland, [katarzyna.zasinska@pg.edu.pl](mailto:katarzyna.zasinska@pg.edu.pl)

<sup>4</sup> Institut de Mécanique et d'Ingénierie, Université de Bordeaux, France, [clement.marrel@gmail.com](mailto:clement.marrel@gmail.com)

<sup>5</sup> Institut de Mécanique et d'Ingénierie, Université de Bordeaux, France, [r\\_duarte\\_9@hotmail.com](mailto:r_duarte_9@hotmail.com)

<sup>6</sup> Centre for Mechanical Technology and Automation, University of Aveiro, Portugal, [a.ramos@ua.pt](mailto:a.ramos@ua.pt)

## ABSTRACT

The study characterizes the bone tissue distribution into the mandibular ramus to size an innovative temporomandibular joint (TMJ) prosthesis in its preliminary design phase. The aim is to evaluate the variability of the trabecular bone geometry for designing the implant.

A non-invasive method was used to measure geometrical characteristics of the bone from 60 patients' CT scans using quick open-source software. The experimental characterization pointed out inter-individual variability and low correlation between bone distribution and age when constructing value ranges. The heterogeneity in the trabecular bone tissue distribution leads to select a customized design and the Selective Laser Melting process for production.

Keywords: Open source software / Bone distribution / Variability / Customization / Medical device.

## 1. INTRODUCTION

The TMJ is solicited for major functions such as swallowing, chewing, etc. It is susceptible to diseases and trauma generating a loss of mobility. Literature reports good results from the TMJ Concepts or Biomet prosthesis models in improving mouth opening and patients' comfort. However, these devices present disadvantages and a rupture in concept is needed to reduce bone resection and improve the load transfer to the adjacent bone. An innovative concept resolves these issues (Fig.1). The mandibular component includes a stem implanted into the ramus by drilling into the trabecular bone following minimal bone resection.

To size and then produce that stem, the study characterizes the variability in the bone tissue distribution using an image processing method that involves TMJ DICOM files from patients and open-source software (Image J) with a dedicated plugin easy to use (magiKenvelop).

## 2. DESCRIPTION

The protocol to assess bone tissue distribution was designed, validated, and used to define the specifications and determine the dimensional constraints to be integrated from the preliminary implant design phase. 60 patients without orthodontic treatment were selected at Vivadental Co. in Gdańsk and the University Hospital in Bonn. The plugin allowed describing the bone distribution variability, by measuring or calculating parameters from patients' scans:

- Surface area A of the trabecular bone at the widest condyle section, which corresponds to the plane of insertion of the prosthesis condyle (Fig.1) and the perimeter of this area;

- Distance  $X_1$  separating cross-sections A and B where the trabecular bone surface area is narrowest (Fig. 1); this distance indicates the first limit of intra-bone length;
- Volume  $V$  of trabecular bone contained between these two cross-sections;
- Distance  $X_2$  separating cross-sections A and C; section C includes the mandibular foramen that must be preserved inserting the prosthesis into the ramus.

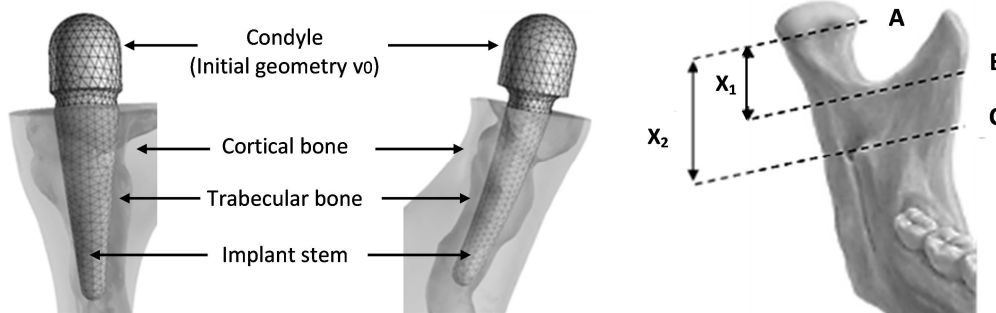


Fig.1 - Concept for a TMJ prosthesis and cross-sections for calculating the design parameters.

Parameters were measured according to the following protocol. The widest cross-section A, cross-section B, and cross-section C were selected and their slice numbers recorded. The trabecular tissue outline was traced using the software that also calculates the surface area  $S$  and its perimeter  $P$ . Distance  $X_1$  and  $X_2$  as the volume of the bone cone were calculated from equations 1, 2, and 3; repeatability and reproducibility tests validated the protocol.

$$X_1 = |( \text{no slice A} - \text{no slice B} )| \times \text{voxel depth} \quad (1)$$

$$X_2 = |( \text{no slice A} - \text{no slice C} )| \times \text{voxel depth} \quad (2)$$

$$V = ( S \cdot X_1 ) / 3 \quad (3)$$

The height and cone volume  $V$  increase with the surface area  $S$ . The wide confidence intervals (Table 1) justify choosing customized production and abandoning modular design.

Table 1 - Mean values of the parameters with confidence intervals.

Parameters	Women	Men
$S$	$73.3 \pm 29.6 \text{ mm}^2$	$97.5 \pm 33.7 \text{ mm}^2$
$P$	$39.5 \pm 8.7 \text{ mm}$	$44.8 \pm 8.0 \text{ mm}$
$V$	$298.0 \text{ mm}^3$	$459.7 \text{ mm}^3$
$X_1$	$12.0 \pm 5.7 \text{ mm}$	$14.0 \pm 6.0 \text{ mm}$
$X_2$	$27.8 \pm 7.5 \text{ mm}$	$30.2 \pm 6.2 \text{ mm}$

### 3. CONCLUSION

The experimental protocol produces precise measurements. The correlations with the results obtained with expensive commercial software, Mimics-Materialise, and Scan IP-Simpleware validate the method. However, automatic delineation should improve reproducibility.

The comparison of the results built by two operators indicates that the high precision may be user-dependent but defines customized geometry for Selective Laser Melting production.

### REFERENCES

- Guarda-Nardini, L., et al. 2008. Temporomandibular joint total replacement prosthesis : Current knowledge and considerations for the future, *Int. J. Oral Maxillofac. Surg.*, 37, p.103-10.
- Duarte, R., et al. 2015. Development of a relevant image processing method to characterize the distribution of tissue within a bone structure, *J. Comput. Sci. Syst. Biol.*, 8 (4), p.199-202.

## EXPERIMENTAL EVALUATION OF WEATHERING OF THE BRICK MASONRY TO FREEZE AND THAW CYCLES

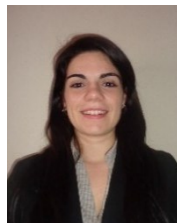
## CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DA DETERIORAÇÃO DE ALVENARIA DE TIJOLO A CICLOS DE GELO-DEGELO

*Andreia Martins*<sup>1</sup>, *Graça Vasconcelos*<sup>2</sup>, *Alfredo Campos-Costa*<sup>3</sup>

<sup>1</sup> DST Group, Portugal, [Andreia.Martins@dstsgps.com](mailto:Andreia.Martins@dstsgps.com)

<sup>2</sup> IISE, Universidade do Minho, Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)

<sup>3</sup> Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [alf@lnec.pt](mailto:alf@lnec.pt)



### ABSTRACT

Given that the brick veneer walls are directly exposed to environmental conditions, it was decided to evaluate the decay of brick veneer masonry to freeze and thaw cycles. Besides brick masonry, mortar used in the construction of brick veneer and infill wall was also submitted to several freeze and thaw cycles. The assessment of possible decay on mortar specimens was carried out based on physical and mechanical properties and on visual inspection.

Palavras-chave: Brick veneer walls, bricks, mortars, freeze and thaw weathering, experimental testing

### RESUMO

Dado que as paredes de tijolo face à vista estão diretamente expostas às condições ambientais, decidiu-se avaliar a degradação da alvenaria de tijolo em relação aos ciclos de gelo-degelo. Além da alvenaria de tijolo, a argamassa utilizada na construção de da alvenaria (face à vista e de enchimento) foi também submetida a vários ciclos de gelo-degelo. A avaliação da possível degradação em argamassa foi realizada com base nas propriedades físicas e mecânicas e na inspeção visual.

Palavras-chave: parede de tijolo face à vista, argamassas, ciclos de gelo-degelo, caracterização experimental

## 1. INTRODUCTION

Brick veneer masonry walls are frequently used as a façade finishing in residential construction in several countries in different parts of the world, mainly due to its aesthetic appearance, durability and its thermal performance. In general, brick veneer walls are separated from an air cavity in relation to a backing system to which it is attached mostly through steel ties. The backing system can be light wood or steel frames, structural masonry or masonry walls enclosed in rc frames and is considered as the primary lateral load-resisting system and the brick veneer is considered to be non-structural.

Brick veneer walls are directly exposed to environment and in cold environment they can be exposed to cyclic freeze and thaw cycles, which can contribute to its decay. In fact, freeze and thaw cycles are amongst the most significant weathering processes causing severe damage to building materials (Nunes and Slížková, 2016). According to Çavdar (2014), when water begins to freeze in a capillary cavity, the increase in volume requires a dilation of the cavity equal to 9% of the volume of frozen water. If the pressure exceeds the tensile strength at any point it will cause local cracking. In repeated cycles of freezing and thawing in a wet environment, water will enter the cracks during the thawing to freeze again later and there will be progressive deterioration with each freeze–thaw cycle (Monteiro and Mehta, 2006, Çavdar, 2014),

Several works have been carried out on different types of materials to evaluate their freeze and thaw resistance, especially on rocks, mortar and concrete (Perrin et al. 2011, Arizzi et al., 2012). Lime mortars have presented durability problems mainly when exposed to weathering agents like water and freeze-thaw cycles (Nunes and Slížková, 2016, Veiga, 2003, Cao and Chung, 2002). The cement mortar has also been studied since long time in order to understand the deleterious effects that the exposition to freeze and thaw can cause on it (Marzouk, 1994, Biolzi et al. 1994).

In the scope, an enlarged experimental characterization of masonry materials was designed to evaluate the effect of freeze and thaw cycles in the decay of materials, namely mortars and brick masonry. The main experimental procedures and results are presented and discussed.

## 2. MATERIALS

The mortars used in the assessment of the influence of freeze and thaw actions on their physical and mechanical behaviour are the pre-mixed water repellent cement mortar applied on masonry veneer walls and the general purpose mortar pre-mixed mortar M5 applied in the construction of brick masonry infill walls to which the brick veneer walls are often attached.

The main goal of using these two types of mortar was to understand the behaviour of a common mortar and of a hydrophobic mortar (veneer mortar) under the same freezing cycles. About 16 specimens with dimension 160mm x 80mm x 80 mm were prepared for each type of mortar (EN 1015, 1999). From these, 8 samples were subjected to freeze and thaw cycles and 8 samples were used as reference. The samples were kept during the first day inside the moulds and were stored at  $90 \pm 5\%$  of relative humidity for 6 days afterwards the samples. The mortar prisms were then stored until the starting of the tests under controlled environment conditions with a temperature of  $20 \pm 5^\circ\text{C}$  and relative air humidity of  $60 \pm 10\%$ .

To characterize the behaviour of brick veneer masonry to freeze and thaw cycles, the vertical hollow bricks (237mm x 115mm x 70mm - length x thickness x height) used in the construction of brick masonry walls were combined with two types of mortar, namely the general purpose pre-mixed mortar of class M5 (infill wallet) and pre-mixed water repellent cement mortar (veneer wallet). The dimensions adopted for the brick veneer and infill wallets are presented in Fig. 1, defined to approximate the recommended dimension provide by the European standard EN 772-22 (2006) for masonry specimens to be submitted to freeze and thaw tests (between 0.25 and 0.5m<sup>2</sup>). The samples were stored in laboratory environment with average temperature of  $20 \pm 5^\circ\text{C}$  and relative humidity of  $60 \pm 10\%$  during 7 days. Then, the test panel was allowed to cure in ambient laboratory conditions for more 21 days until starting procedure.

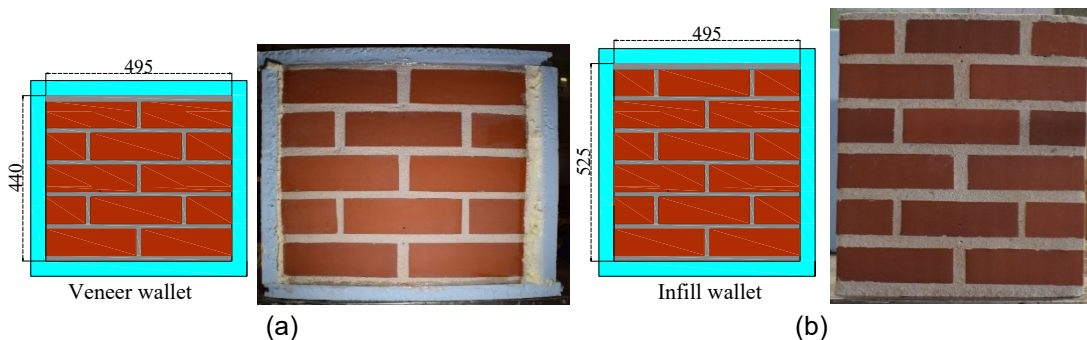


Fig. 1 – Tested masonry wallets using (a) veneer and (b) infill mortar (dimensions in mm)

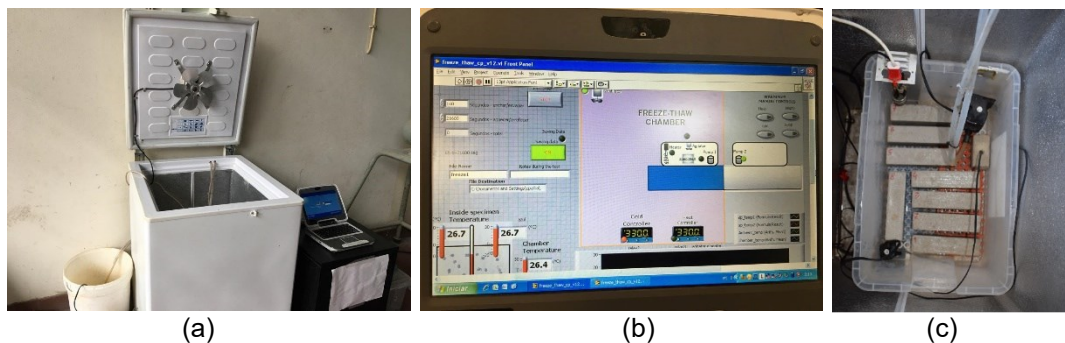
### 3. EXPERIMENTAL CAMPAIGN

#### 3.1. Masonry mortars

The procedure used in freeze and thaw tests on mortar was based on CSN 72 2452 (1968). After curing for 28 days, the mortar specimens were dried until achieving constant mass at  $60^\circ\text{C}$  according to standard EN 1015-11 (1999). After this, the samples were immersed in water at a temperature of  $20 \pm 5^\circ\text{C}$  until achieving constant mass. The freeze and thaw cycles procedure requires that the saturated mortar specimens reach a temperature of  $-20 \pm 5^\circ\text{C}$  in

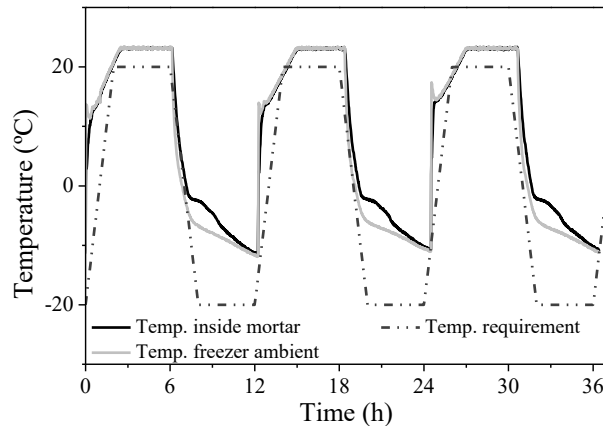


a freezer in 4 hours and then thawed in water at ambient temperature of  $20 \pm 5^\circ\text{C}$  for at least 2 hours before performing another cycle (CSN 72 2452, 1968). In an attempt to accomplish this procedure, a freezer was adapted in order to carry out the freeze and thaw cycles in an automatic sequence accomplishing also the temperature ranges indicated in the standard. For this, an electric resistance, a water agitator, a ventilator, a pump and a heater were added to a freezer (Fig. 2).



**Fig. 2 – Mortar freeze and thaw test: (a) global equipment, (b) developed software and (c) recipient with tested samples with pump, water agitator, heater and temperature sensors**

The electric resistance enables to increase the temperature until a value that is compatible with the standard during the thaw cycle and the water agitator enables to have the water where the specimens are immersed at uniform temperature. The ventilator enables to have the internal environment of the freezer at uniform temperature and allow the renovation of air. The pump empties and fills the chamber with water during the thaw cycle. The heater is added so that the internal environment of the freezer during the thaw cycles achieve the range values recommended by the standard. A labview software application was developed to: (1) control the temperature in the freezer and enable the sequence of the freeze-thaw cycles automatic; (2) record the temperatures of the control sensors. The internal environmental temperature of the freezer and a temperature of sample centre were measured and compared by control temperature sensors. Preliminary tests were carried out to validate the testing procedure, being necessary to make some adjustments to obtain temperature readings according to standard temperature requirements within the required intervals. The freezing in the specimens is accomplished with the low air temperature that circulates in the freezer after the water is taken out the recipient, whereas the thaw is materialized with submersion of the samples in water. In the freezing cycle, the decrease in the temperature was not so powerful as should be to accomplish the target temperatures during the required period of time, being recorded some a variation of about 30% regarding to recommended temperature. Thus, 6 hours were defined as a suitable freezing and thaw period, see Fig. 3.



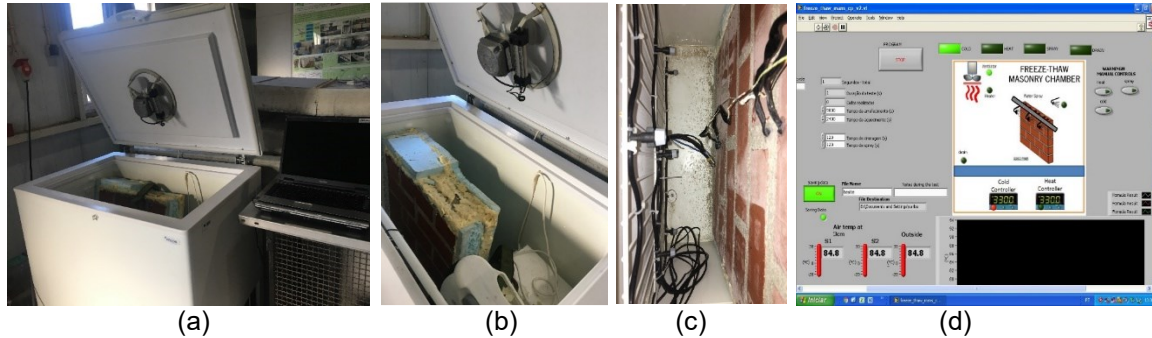
**Fig. 3 – Freeze - thaw cycles records and requirement law for mortar specimens**

For each type of mortar, 8 samples were subjected to the freezing cycles (F-T) and a group of more 8 specimens was used as a reference for the frost-exposed materials (No F-T). They were kept at room temperature in water for the whole time of the cycling procedure. Control of decay was carried out after 50 and 175 freeze-thaw cycles. Besides the visual inspection of the specimens, comparison of physical properties, namely porosity (EN 1936, 2007), water capillary absorption coefficient (EN 1015-18, 2002) in reference and tested specimens to freeze and thaw cycles. The same procedure was also followed regarding to the mechanical properties, namely flexural and compression strength (EN 1015-11, 1999).

### **3.2. Brick masonry**

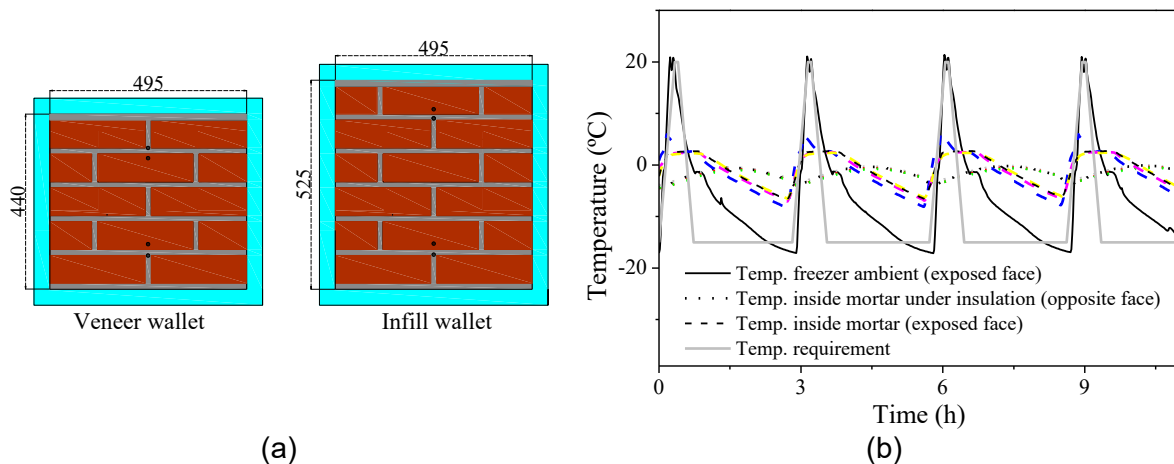
Brick masonry wallets were subjected to freeze and thaw cycles following the standard that determine freeze/thaw resistance of clay masonry units as reference (EN 772-22, 2006). The masonry wallets were protected with insulation material with 40mm of thickness in all faces with exception of the face to be exposed to freeze and thaw cycles after 7 days of complete saturation. During the freeze and thaw cycles, the temperature distributions over the exposed face of the panel should be as uniform as possible. To get the time-temperature requirements suggested by standard, another freezer with higher dimensions than freezer used in mortar material was required. Once again, an electric resistance, a ventilator and a heater were added to the freezer (Fig. 4). The electric resistance and the heater enable to increase the temperature until a value that is compatible with the standard with the help of the ventilator that enable uniform internal environment temperature uniform and renovation of air. In this test, there is no submersion of specimens during all freeze and thaw cycles, only the pulverization with water on exposed face in each starting freeze cycle. For this, a water spraying system were applied to the freezer, distributing sprayed water in all face area. The air temperature was measured at a distance of  $30 \text{ mm} \pm 10 \text{ mm}$  from the centre of the exposed face by two

temperature sensors and its average is taken as the test control measurement recommended in the standard.



**Fig. 4 – Masonry freeze and thaw test: (a) global equipment, (b) ventilated heater (c) spraying system and control temperature sensors and (d) developed software**

It was decided to add more two temperature sensors in order to monitor different points on masonry mortar and compare it with the temperature distribution in the wallet. Two points in mortar and two points in the brick of each longitudinal faces were drilled and a thermocouple was introduced in each hole (Fig. 5a).



**Fig. 5 – Distribution of holes to apply the temperature sensors on wallets; (b) Freeze - thaw cycles records and requirement law for wallets specimens**

According to the standard, the first freezing cycle should last for  $6 \text{ h} \pm 5 \text{ min}$ , whereas each following freezing cycle should be completed in  $120 \text{ min} (\pm 5 \text{ min})$ . The air temperature measured at the distance of  $30 \text{ mm} \pm 10 \text{ mm}$  away from the centre of the exposed face should be between  $20 \text{ }^\circ\text{C} \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$  to  $-15 \text{ }^\circ\text{C} \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$  in not less than 20 min but not more than 30 min. The temperature of  $-15 \text{ }^\circ\text{C} \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$  should be maintained for a further 90 min to 100 min so that the total freezing period is  $120 \text{ min} \pm 5 \text{ min}$ . Regarding to thaw cycle, the total warm air period, including the period of temperature rise, should not be lower than 15 min and not more than  $20 \text{ min} \pm 1 \text{ min}$ , varying the temperature from  $-15 \text{ }^\circ\text{C} \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$  to  $20 \text{ }^\circ\text{C} \pm 3 \text{ }^\circ\text{C}$ . The water spray

period should last  $120 \text{ s} \pm 10 \text{ s}$ . The water was supplied at a rate of  $6 \pm 0,5 \text{ l/min.m}$  with the test panel at a temperature between  $18 \text{ }^\circ\text{C}$  to  $25 \text{ }^\circ\text{C}$ . At the end of the spray period, 2 minutes are allowed for water to drain from the system.

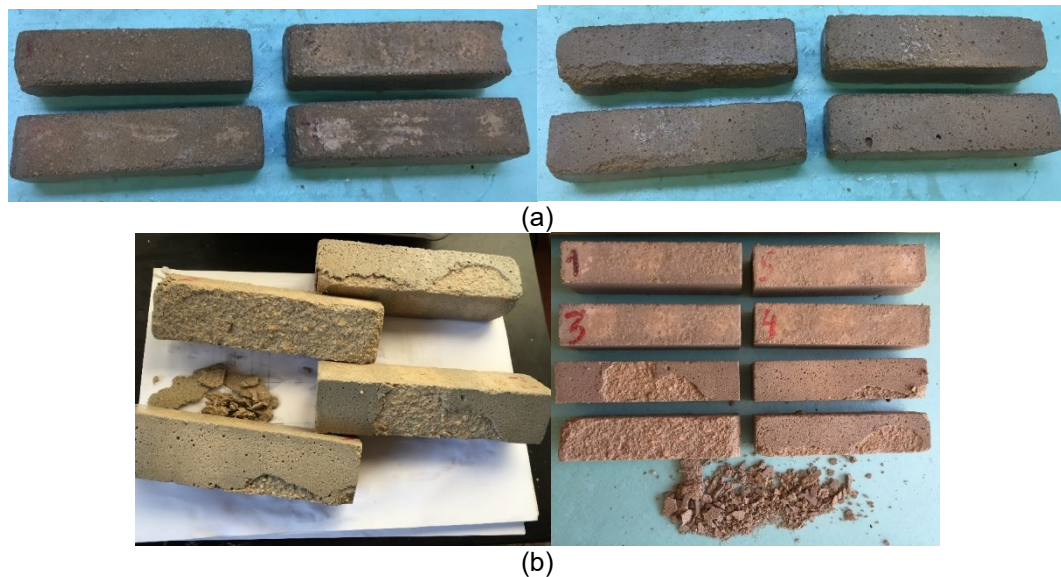
A labview software application was also developed to: (1) control the temperature in the freezer and make the sequence of the freeze-thawing cycles automatic; (2) control the starting and the end of water spraying, as well as corresponding drainage time; (3) record the temperatures of the control sensors. Preliminary tests were carried out to validate the testing procedure, and the optimization of temperature readings according to the standard temperature requirements within the required intervals is presented in Fig. 5b. It is noticed that the material temperature did not achieve the control sensor temperature, as expected, However, it is considered that it achieved freezing and thawing temperatures in suitable stages. The rate of temperature of non-exposed and insulated face is much lower than to exposed face, as expected.

## 4. ANALYSIS OF RESULTS

### 4.1. Mortars

In a first phase, the decay of mortar specimens was inspected through visual inspection. In case veneer mortar, after 50 cycles of freeze and thaw cycles, the rough surface layer of the sample disappeared, and the particles were stored in the container. The decay can be classified in level 1 due to very little damage caused by wearing. After 175 cycles of freeze and thaw cycles, higher loss of material is observed, especially at bottom face of the mortar specimens. The quantity of detached particles increased due to abrasion. The damage can be classified in level 2, being the fragments  $\leq 10\text{mm}^2$  by fragment (Fig. 6a). In case infill mortar, in half of samples, detachment of surface layer was seen after 50 cycles of freeze and thaw. The damage is classified in level 3 as the fragments are higher than  $10\text{mm}^2$  (Fig. 6b). No additional significant degradation was recorded in remaining samples not previous deteriorated after 175 cycles of freeze and thaw. Nevertheless, the quantity of sediments increased due to continuous superficial wearing. The level classification can be maintained in level 3 and thus, according to EN 12371 (2010) infill mortar could be considered as degraded. The mortar veneer was not considered degraded taking into account that only small rounding of corners and edges was observed. This does not compromise the integrity of the specimen and only detachment of small fragments ( $\text{area} \leq 10\text{mm}^2$  by fragment) was recorded.



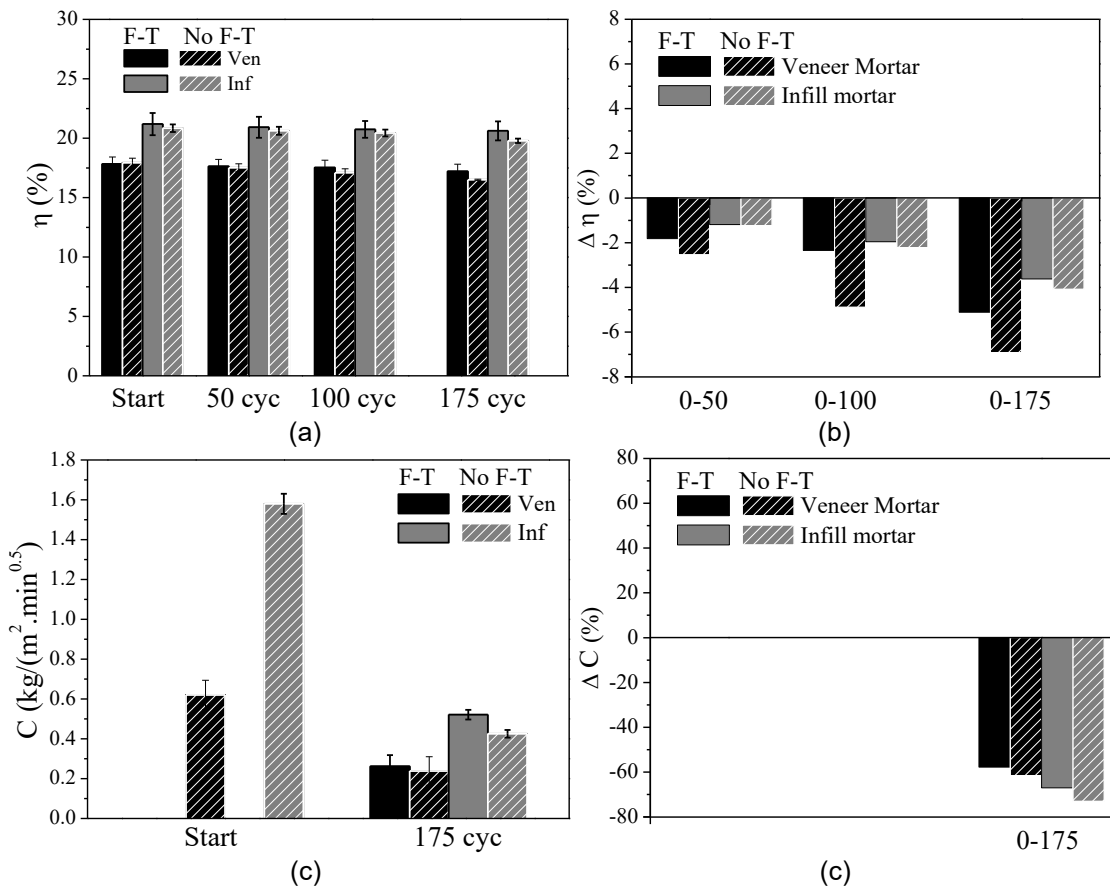


**Fig. 6 – Visual aspect after freeze and thaw cycles; (a) veneer mortar; (b) infill mortar**

In order to obtain a quantitative assessment of the influence of the deterioration induced by the freeze and thaw cycles, the variation of the physical (porosity and capillary coefficient) and mechanical (flexural and compressive strength) parameters during freeze and thaw tests was analyzed (Fig. 7). In case of veneer mortar, the porosity decreases about 7% at final of test on non-exposed samples and about 5% in the specimens subjected to freeze and thaw cycles (Fig. 7a,b). The porosity of infill mortar decreased about 4% and 3.6% for the reference specimens and for mortar submitted to freeze and thaw cycles, respectively.

Theoretically, the porosity should increase in F-T samples due to the loss of material. In principle the number and dimension of existing voids would be higher after the freeze and thaw cycles. However, the decreasing trend is seen both in specimens submitted to different test conditions. This can be explained by the process of curing of the specimens, which was developed under saturated conditions. Thus, taking into account all samples are immersed in water, the consequent accelerated hydration due to ageing and/or favourable conditions in water tank should explain the results observed. With the increasing of cement hydration degree and the consequent hardening of the material, the formation of hydration products results in the gradual decrease of the mean diameter of the capillaries and of porosity. In both types of mortar, the reduction of the porosity is lower in case of F-T samples, particularly in reference specimens. This means that the beneficial effect of the curing conditions is not overtaken by the harmful effect of freeze and thaw cycles. In addition, the porosity of the veneer mortar after freeze and thaw cycles is practically the same as the one observed in the reference specimens, which appears to confirm the lower harmful effect of the freeze and thaw cycles in this mortar. This effect is also reflected on the capillarity water absorption coefficient, which reduces about

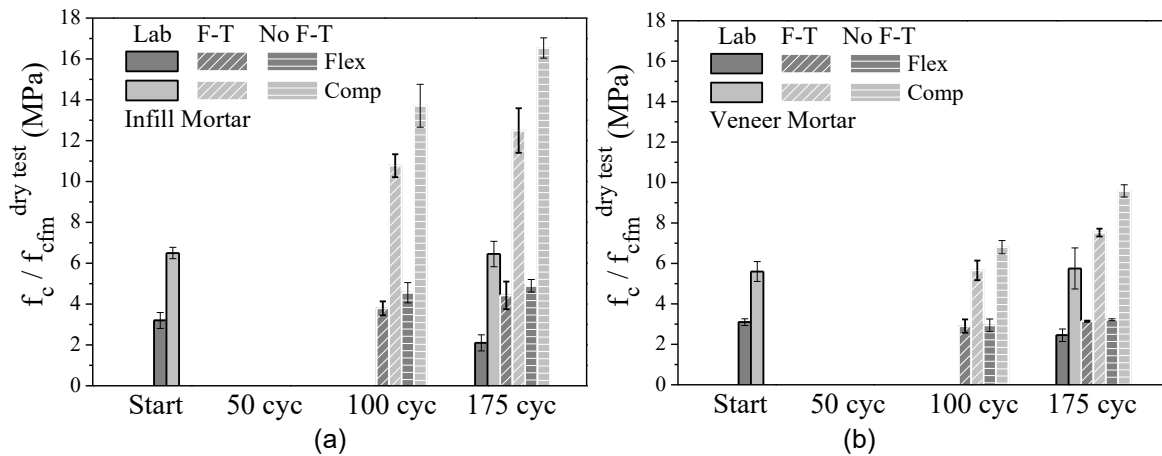
57% and 73% after 175 freeze and thaw cycles in exposed and non-exposed samples respectively (Fig. 7c,d). The lower the thickness of the capillary channels, the higher the capillarity tension and consequently higher the height of absorbed water. This pressure depends on the moisture content, temperature, network and dimensions of the pores.



**Fig. 7 – Variation of the physical properties; (a) porosity; (b) water capillary coefficient**

The average values of the flexural,  $f_{cfm}$ , and compressive strength,  $f_c$ , obtained for the two types of mortar before and after the freeze and thaw cycles is presented in Fig. 8. From the results, it is possible to observe that the mechanical flexural and compressive strength increased in both of types of mortar with increasing number of freeze and thaw cycles. The increase of the compressive strength in infill mortar samples was between 154% No F-T samples and 92% for F-T and after the freeze and thaw cycles. For veneer mortar, the increase on the strength was about 35% in exposed and 70% for non-exposed samples. Regarding to the flexural strength, the effect was not so significant, being the increasing considered neglected in case of veneer mortar. It was also observed that practically there is no increase or decrease of strength between samples at test starting and at final test, both kept in laboratory conditions. This appears to indicate that the internal structure of mortar changed especially due to curing wet conditions.





**Fig. 8 – Variation of the flexural and compression strength; (a) infill mortar; (b) veneer mortar**

#### 4.2. Brick masonry

The effect of freeze and thaw cycles on the masonry wallets is here mainly described based on inspection, see Fig. 9. The same scale of deterioration suggested in EN 12371 (2010) was also used to characterize the brick masonry specimens. When the masonry infill wallet achieved 50 cycles, the covering surface was degraded in all area, having some regions more affect as illustrated by zone 1, 2 and 3.

The surface presented an irregular and porous layer with holes and disintegration of material at the corners and edges due to freeze abrasion. It can be classified by level 3 due holes or detachment of small fragments higher than 10mm<sup>2</sup> by fragment. After 350 cycles, the mortar damage almost remained constant. In bricks of zone 1, salt efflorescence was identified caused by soluble salts coming from mortar.

According to EN 12371 (2010) both masonry typologies could be considered degraded. The masonry veneer wallet achieved the degradation level 3 after 400 cycles and the masonry infill wallet achieved the degradation level 3 after 50 cycles. In both masonry wallets, the degradation occurred at the mortar joints and interfaces with brick units, revealing the importance of the type of mortar for the deterioration process during the freeze and thaw cycles. However, the final damage at 400 cycles is very different between the wallets. On the one hand, the degradation of the veneer wallet was caused by volumetric expansion, possibly as the result of water frozen and/or chemical reactions inside the water repellent mortar. On the other hand, the degradation of the infill wallet is mainly attributed to early abrasion and disintegration due to the freeze and thaw cycles, resulting from the more porous and weaker structure of the infill mortar.



Fig. 9 – Visual aspect of the brick veneer wallets after freeze and thaw cycles

## 5. CONCLUSIONS

This work presented and discussed the results obtained in an experimental campaign of cyclic freeze and thaw of masonry mortars and brick masonry. Many past research works presented the degradation of different types of material as concerning the appearance as well as internal properties. Nevertheless, in this study, other behaviour trend was obtained in terms of freeze and thaw resistance. While the visual degradation and disintegration of superficial layer have been detected, especially on infill mortar, the internal structure did not reveal loss of

mechanical capacity. Unexpectedly, it was recorded an increase of mechanical properties, being achieved almost 100% of increase on compressive strength of infill mortar. This result may be attributed to accelerated hydration due to ageing and/or favourable conditions in water tank, avoiding the mixture water evaporation and improvement the hardening process. The remaining studied physical parameters reinforce this trend, being observed the decrease of porosity percentage and capillarity water absorption coefficient.

## 6. ACKNOWLEDGMENTS

The authors acknowledge the support of the Portuguese Foundation for Science and Technology (FCT), through the financing of the research project SEVen - Development of Sustainable Ceramic Brick Masonry Veneer Walls for Building Envelops (PTDC/ECI-CON/30876/2017).

## REFERENCES

- Arizzi, A., Viles, H., Cultrone, G., Experimental testing of the durability of lime-based mortars used for rendering historic buildings. *Construction and Building Materials*, 2012, 28(1): p. 807-818.
- Biolzi, L., Guerrini, G. L., and Rosati, G., Frost durability of very high performance cement-based materials. *J. Mater. Civil Eng.*, 1999, 11(2): p. 167-170.
- CSN 72 2452: 1968. Testing of Frost Resistance of Mortar (in Czech), Institute, C. S. in Prague.
- Cao, J., Chung, D.D.L. 2002. Damage evolution during freeze–thaw cycling of cement mortar, studied by electrical resistivity measurement. *Cement and Concrete Research*, 32 (10), p. 1657-1661.
- Çavdar, A. 2014. Investigation of freeze–thaw effects on mechanical properties of fiber reinforced cement mortars. *Composites Part B: Engineering*, 58, p. 463-472.
- EN 1015-11: EUROPEAN STANDARD. 1999. in *Methods of test for mortar for masonry* Part 11: Determination of flexural and compressive strength of hardened mortar.
- EN 772-22: EUROPEAN STANDARD. 2006. *Methods of test for masonry units. Determination of freeze/thaw resistance of clay masonry units.*
- EN 12371: EUROPEAN STANDARD. 2010. *Natural stone test methods. Determination of frost resistance.*
- EN 1015-18: EUROPEAN STANDARD. 2006. *Methods of test for mortar for masonry - Part 18: Determination of water absorption coefficient due to capillary action of hardened mortar.*
- EN 1936; EUROPEAN STANDARD. 2007. *Natural stone test methods. Determination of real density and apparent density and total and open porosity.*
- Marzouk, D. J. 1994. Effects of freezing and thawing on the tension properties of high-strength concrete. *ACI Mater. J.*, 91 (6), p. 577– 586.
- Monteiro, P.J.M., Mehta, P. K. 2006. *Concrete: Microstructure, Properties and Materials*, ed. E.t. edition, 2006: Mc Graw Hill.
- Nunes, C. and Slížková, Z. 2016. Freezing and thawing resistance of aerial lime mortar with metakaolin and a traditional water-repellent admixture. *Construction and Building Materials*, 114, p. 896-905.
- Perrin, B., Vu, N.A., Multon, S., Voland, T., Ducroquetz, C. 2011. Mechanical behaviour of fired clay materials subjected to freeze–thaw cycles. *Construction and Building Materials*, 25 (2), p. 1056-1064.
- Veiga, R. 2003. *As Argamassas na Conservação (Mortars in Conservation)*, in *Actas das 1a as Jornadas de Engenharia Civil da Universidade de Aveiro*. Lisbon.

# EXPERIMENTAL EVALUATION OF WEATHERING OF THE BRICK MASONRY TO FREEZE AND THAW CYCLES

*Andreia Martins*<sup>1</sup>, *Graça Vasconcelos*<sup>2</sup>, *Alfredo Campos-Costa*<sup>3</sup>,

<sup>1</sup> *DST Group, Portugal, Andreia.Martins@dstsgps.com*

<sup>2</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, graca@civil.uminho.pt*

<sup>3</sup> *Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, alf@lnec.pt*

## ABSTRACT

Given that the brick veneer walls are directly exposed to environmental conditions, it was decided to evaluate the behaviour of brick veneer masonry to freeze and thaw cycles. Besides brick masonry, mortar used in the construction of brick veneer wall was also submitted to several freeze and thaw cycles. The assessment of specimens after the freeze and thaw cycles was carried out based on the obtainment of physical and mechanical properties in case of mortar and on visual inspection in case of brick masonry specimens.

Key words: Brick veneer walls, bricks, mortars, freeze and thaw weathering, experimental testing

## 1. INTRODUCTION

Freeze and thaw cycles are amongst the most significant weathering process causing severe damage to building materials that are exposed to environment and when thermal amplitudes justify its development. Among the materials are the mortars and bricks composing brick veneer walls located in severe climates. Several successful work has been carried out on different types of materials to evaluate its freeze and thaw resistance, especially on rocks, mortar and concrete. When water begins to freeze in a capillary cavity, the increase in volume requires a dilation of the cavity volume of frozen water, or forcing of the amount of excess water out through the boundaries of the specimen, or combination of both effects. The magnitude of this hydraulic pressure depends on the permeability of the material, the degree of saturation, the distance to the nearest unfilled void and the rate of freezing. If the pressure exceeds the tensile strength of the paste at any point it will cause local cracking. In repeated cycles of freezing and thawing in a wet environment, water will enter the cracks during the thawing to freeze again later and there will be progressive deterioration with each freeze–thaw cycles. Thus, the strength of sample can decrease with freeze–thaw cycles. This work presents the results of freeze and thaw testing carried out on mortars and on brick masonry samples representative of brick veneer walls.

## 2. EXPERIMENTAL TESTING AND RESULTS

The mortars used in the assessment of the influence of freeze and thaw cycles in its physical and mechanical behaviour were the pre-mixed water repellent cement mortar applied on masonry veneer walls and the general purpose pre-mixed mortar M5 applied in the construction of brick masonry infill walls. The main goal of using these two types of mortar was to understand the behaviour of a common mortar and of a hydrophobic mortar under the same freezing cycles. The procedure used in freeze and thaw tests on mortar was based on CSN 72 2452. To characterize the behaviour of brick veneer masonry to freeze and thaw cycles, two types of mortar were used in the construction of two brick veneer masonry specimens, namely



the general purpose pre-mixed mortar of class M5 (infill wallet) and pre-mixed water repellent cement mortar (veneer wallet). The freeze and thaw tests were based on European standard EN 722-22 to determine freeze/thaw resistance of clay masonry units. In an attempt to accomplish the standards procedures, two freezers were adapted in order to carry out the freeze and thaw cycles in an automatic sequence accomplishing also the temperature ranges indicated in the standard. For this, an electric resistance, a water agitator, a ventilator, a pump and a heater were added to a freezer.

In case of brick veneer mortar after 50 cycles of freeze and thaw, level 1 of damage was seen due to very little damage caused by wearing. Higher loss of material was observed after 175 cycles, especially at bottom face of the mortar specimens (Fig.1a-above). The quantity of detached particles increased due to abrasion (level 2). In case of infill masonry mortar, after 50 cycles of freeze and thaw the damage is classified in level 3 as the fragments are higher than 10mm<sup>2</sup>. No additional significant degradation was recorded after 175 cycles of freeze and thaw, keeping the same level of damage (level 3) (Fig.1a-below).

The masonry veneer wallet achieved the degradation level 3 after 400 cycles and the masonry infill wallet achieved the degradation level 3 after 50 cycles (Fig. 1b,c). In both masonry wallets, the degradation occurred at the mortar joints and interfaces with brick units, revealing the importance of the type of mortar for the deterioration process during the freeze and thaw cycles.

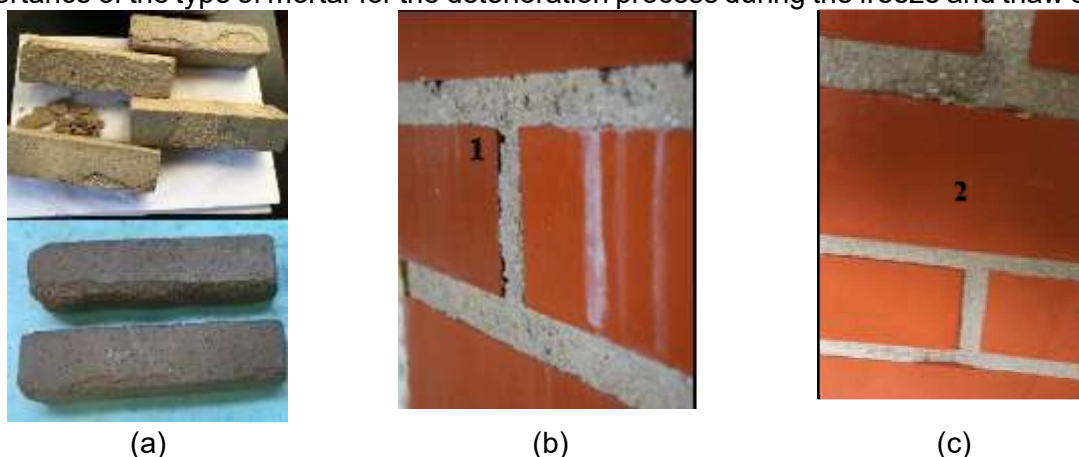


Fig. 1 – (a) Mortar specimens; (b) brick infill masonry wallet; (c) brick veneer masonry wallet

### 3. CONCLUSIONS

In this work an experimental campaign on freeze and thaw cycles were carried out on masonry mortar and brick masonry wallets representing brick infill and veneer walls. Adapted freezers were designed to enable to carry out the test automatically according to the standards. From the results it could be observed that masonry mortar used for infill walls presented considerably higher damage than the damage of the mortar used for the brick veneers walls. This resulted also in higher level of damage in the brick infill wallet when compared to the brick veneer masonry specimens. No damage was seen in the brick units.

### REFERENCES

- EN 772-22, in Methods of test for masonry units. Determination of freeze/thaw resistance of clay masonry units. 2006, European Committee for Standardization (CEN).  
Institute, C. S., Testing of Frost Resistance of Mortar (in Czech), in CSN 72 2452. 1968: Prague.

## AVALIAÇÃO DO GALGAMENTO E ESPRAIAMENTO EM QUEBRÁ-MARES DE TALUDE. O CASO DO PORTO DA ERICEIRA

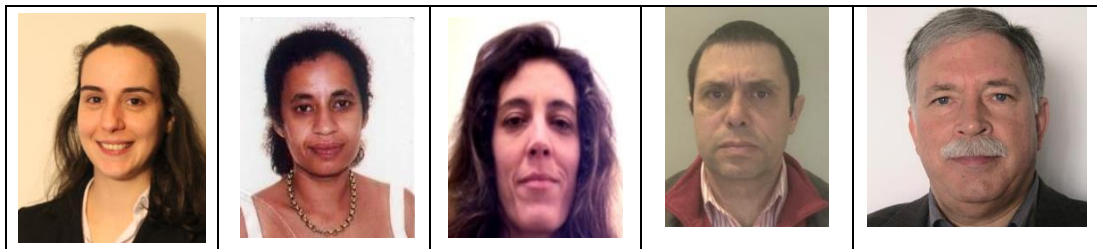
*Carolina Sanches<sup>1</sup>, Conceição J.M.E. Fortes<sup>2</sup>, Rute Lemos<sup>2</sup>, João Alfredo Santos<sup>3,4</sup> & José Antunes do Carmo<sup>1</sup>*

<sup>1</sup> Universidade de Coimbra, [uc2012169400@student.uc.pt](mailto:uc2012169400@student.uc.pt); [jsacarmo@dec.uc.pt](mailto:jsacarmo@dec.uc.pt)

<sup>2</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, [jfortes@lnec.pt](mailto:jfortes@lnec.pt); [rlemos@lnec.pt](mailto:rlemos@lnec.pt);

<sup>3</sup> Instituto Superior de Engenharia de Lisboa - ISEL, IPL, Portugal, [jasantos@dec.isel.ipl.pt](mailto:jasantos@dec.isel.ipl.pt)

<sup>4</sup> Centre for Marine Technology and Ocean Engineering - CENTEC, IST, Universidade de Lisboa, Portugal



### RESUMO

A avaliação do espraçamento e do galgamento em estruturas de proteção costeira e portuária é fundamental para o projeto de novas estruturas e na verificação da segurança de estruturas já existentes. A sua determinação tem como objetivos principais a definição da cota de coroamento da estrutura e o estabelecimento das condições de serviço dessa estrutura.

Uma das metodologias mais utilizadas para a avaliação do espraçamento e do galgamento em estruturas marítimas é a modelação física. Nessa metodologia, são várias as técnicas que podem ser usadas para a avaliação desses fenómenos físicos. De entre estas, salientam-se o uso de sondas resistivas, de balança ou de imagens vídeo.

Neste trabalho são apresentados os resultados de um estudo em modelo físico do espraçamento e galgamento de uma secção transversal da estrutura de proteção portuária do porto da Ericeira, para diferentes condições de agitação marítima. Comparam-se ainda as várias técnicas de medição do galgamento utilizadas neste estudo, para avaliar o seu desempenho.

Palavras-chave: Modelação física / Espraçamento / Galgamento / Ericeira



## 1. INTRODUÇÃO

A grande maioria dos quebra-mares em Portugal Continental não foram dimensionados para cenários de alterações climáticas, em que a previsível subida do nível do mar e o aumento da frequência e da intensidade de tempestades tornam estas estruturas mais vulneráveis aos efeitos da agitação marítima.

Nessas condições extremas, é necessário compreender a resposta de quebra-mares (em particular, os de talude, por serem obras de proteção marítima mais comuns em Portugal), no que diz respeito aos fenómenos de espraiamento, galgamento e estabilidade hidráulica.

No âmbito dos projetos To-Sealert (Fortes *et al.* 2020) e BSafe4sea (*bsafe4sea.Inec.pt*), foi realizado no LNEC um conjunto de ensaios em modelo físico de um perfil (zona do cais) do quebra-mar de talude do porto da Ericeira (Santos *et al.* 2021), cujo objetivo é a análise da propagação de ondas, do espraiamento, do galgamento e da estabilidade daquele perfil, para diferentes condições de tempestade, incluindo cenários de alterações climáticas.

O presente trabalho centra-se no estudo da influência, no espraiamento e no galgamento do porto da Ericeira, do nível de maré e das condições de agitação incidente (para situações de tempestade atuais e cenários de alterações climáticas), Sanches (2021). Dá-se especial ênfase à comparação das diferentes técnicas utilizadas nesses ensaios para caracterização desses fenómenos.

## 2. CONDIÇÕES DE ENSAIO

### 2.1. Instalação Experimental

Os ensaios em modelo físico foram realizados num canal de ondas irregulares do LNEC, Santos *et al.* (2021) tendo sido implementado o perfil da seção da zona de cais do quebra-mar de talude do porto da Ericeira. Este é um canal com 0.8 m de largura, 50 m de comprimento capaz de absorver com o movimento da pá as ondas refletidas pela estrutura testada.

O modelo foi construído e explorado de acordo com a lei de semelhança de Froude, à escala geométrica de 1:50.

Ao longo do canal foi construído um talude de inclinação de 1,6%, com cota inicial de -27.0 m (ZH), a que se segue um talude com a inclinação de 4,3% que termina na cota -4.5 m (ZH),

no plano da fundação do quebra-mar. O manto protetor é composto por duas camadas de tetrápodes com 300 kN e o seu declive é 2:3. O ponto mais alto da superestrutura está à cota de +9.00 m (ZH).



**Fig. 1 – Porto da Ericeira: a) Secção transversal ensaiada; b) Implantação do modelo no canal e características do perfil transversal ensaiado**

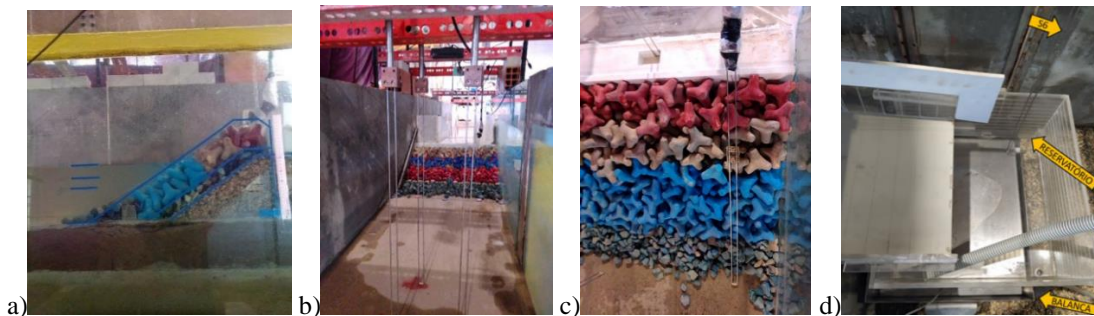
Os estados de agitação gerados nos ensaios correspondem a uma zona com o fundo à cota -27,0 m (ZH) sendo a agitação marítima nessa zona do canal medida com as sondas resistivas B1 e B2, Fig. 1. As sondas resistivas S1 a S5 caracterizam a agitação marítima ao longo do canal.

A avaliação do espraçamento foi realizada através de uma sonda colocada ao longo do talude (S7), Fig. 1 e Fig. 2.

O galgamento foi medido através de duas técnicas de modo a melhor confirmar os resultados obtidos: a pesagem com uma balança da água galgada que é recolhida num reservatório instalado sobre essa balança, Fig. 2, e a medição do nível de água dentro desse reservatório, através da sonda resistiva S6 (Fig. 1 e Fig. 2).

O reservatório da balança que recolhe a água galgada tem de um comprimento de 0.5 m, uma largura de 0.4 m e uma altura de 0.30 m. Notar que, quando o galgamento excedia a capacidade do reservatório sobre a balança, utilizou-se uma bomba para tirar a água desse reservatório para um reservatório maior fora do canal, procedendo-se no fim do ensaio à leitura numa régua do nível da água nesse reservatório.

Todas as sondas são resistivas, sendo a frequência de aquisição das sondas B1 e B2 40 Hz e a das sondas S1 a S8 128 Hz. A balança digital instalada sob o reservatório de galgamento mede o volume galgado com frequência de aquisição de 1 Hz.



**Fig. 2 – a) Perfil transversal do quebra-mar; b) Sondas S3 a S5; c) Sonda de espraio; d) Sonda S6, descarregador e reservatório para galgamentos**

## 2.2. Condições de ensaio

Os ensaios foram realizados em três fases, Santos *et al.* (2021), sendo a primeira das quais o objeto desta comunicação. Assim, nesta fase pretendeu-se caracterizar a agitação marítima ao longo do canal, o espraio ao longo do talude e o galgamento da estrutura.

As condições de agitação marítima testadas foram estabelecidas com base no regime de agitação marítima na zona de estudo (Zózimo *et al.* 2021). Todos os estados de agitação gerados tinham uma configuração espectral empírica do tipo JONSWAP com um fator de pico de  $\gamma=3.3$ . Os testes foram realizados para três níveis de maré, baixa-mar, BM (+0.3 m ZH) nível médio, NM, (+2.0 m ZH) e preia-mar, PM (+4.0 m ZH). Realizaram-se ensaios com agitação irregular, com a duração de 1000 ondas, para os três níveis de maré. Foram gerados estados de agitação com períodos de pico,  $T_p$ , de 12 s, 14 s e 16 s, e alturas significativas,  $H_s=4, 5, 6, 7$  e 8.5 m.

A Tabela 1 mostra como foram combinadas aquelas características dos estados de agitação, bem como o número de testes realizados em cada uma daquelas combinações.

**Tabela 1 – Número de testes realizados em cada condição de agitação marítima para avaliação do espraçamento e do galgamento**

Nível de maré	BM			NM			PM		
Hs (m) \ Tp (s)	12	14	16	12	14	16	12	14	16
4	-	-	-	-	-	-	3	7	8
5	-	-	-	-	-	-	7	10	7
6	1	-	-	-	-	-	9	14	8
7	-	-	-	-	-	-	8	5	2
8	2	2	2	6	5	6	-	-	-
8.5	-	-	-	-	-	-	8	6	2

### 3. RESULTADOS

A análise destes dados adquiridos com os diferentes equipamentos (sondas e balança) foi efetuada através de scripts desenvolvidos em Matlab (Pinheiro 2019, 2020). A descrição detalhada da análise de resultados efetuada pode ser consultada em Sanches (2021).

Para as sondas S1 a S5, efetuou-se uma análise espectral e temporal das séries temporais de elevação da superfície livre, obtendo-se entre outros, os valores de altura significativa, Hs, da altura significativa espectral do estado de agitação, Hm0, do período médio, Tm e de pico, Tp.

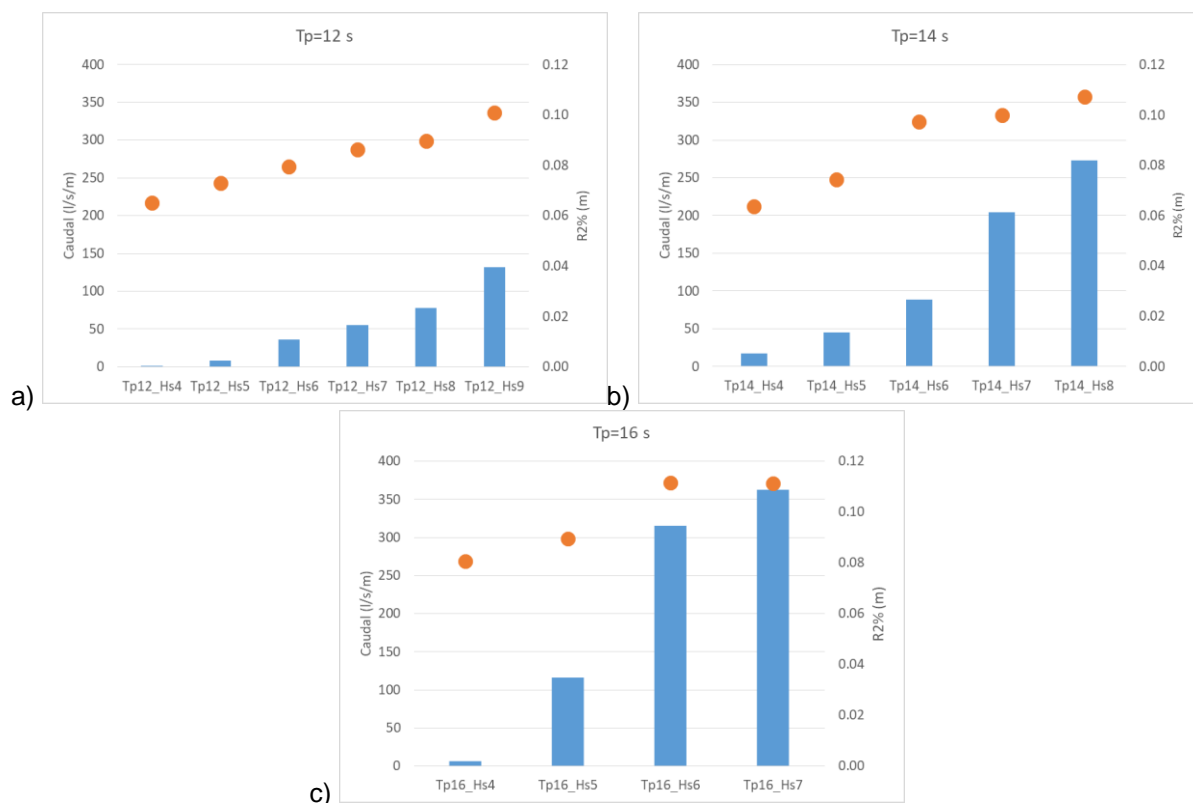
Efetuuou-se uma análise no tempo da série temporal medida na sonda S7 obtendo-se os valores de espraçamento. É importante notar que o espraçamento é o deslocamento vertical máximo da onda na face do talude. O valor máximo do espraçamento neste caso é limitado pela altura de coroamento da estrutura do quebra-mar. Assim, apenas é contabilizado o espraçamento abaixo da altura de coroamento do manto de proteção. O espraçamento foi calculado em termos do Ru<sub>2%</sub>, (cota de espraçamento atingida por 2% das ondas que chegam à estrutura), Ru<sub>med</sub> (espraçamento médio) e de Ru<sub>max</sub> (espraçamento máximo).

Já a análise da série temporal obtida na sonda S6, que se encontrava dentro do reservatório da balança, colocado atrás da estrutura, permitiu registar a altura de água nesse reservatório com o intuito de calcular o volume total galgado e, deste modo, avaliar o galgamento ocorrido. A balança instalada no tardo da estrutura permitiu registar todos os galgamentos ocorridos durante os ensaios na estrutura com base na pesagem da massa de água ao longo do ensaio. Procedeu-se também no fim de cada ensaio, à medição da altura de água no reservatório da

balança (ou no reservatório exterior ao canal) com uma fita métrica para obter o volume de água total galgado sabendo a área da base do reservatório.

### 3.1. Espriamento

Durante os ensaios, a medição do espraimento foi limitada nas situações de maior galgamento uma vez que água ultrapassava claramente a sonda instalada no talude. Nessas situações considerou-se o máximo espraimento igual ao desnível entre a cota do coroamento e o nível de repouso. A Fig. 3 apresenta a evolução, para o nível de maré de baixa-mar, do caudal médio galgado (barras) e do espraimento excedido apenas por 2% das ondas incidentes (círculos) com a altura significativa do estado de agitação incidente quando o período de pico desse estado de agitação é a) 12 s; b) 14 s; c) 16 s.



**Fig. 3. Evolução do caudal médio galgado ( $q$ ) e do espraimento excedido apenas por 2% das ondas incidentes ( $Ru_{2\%}$ ) com a altura significativa, para o nível de maré de baixa-mar**

A Fig. 3 confirma que, para o mesmo valor do período de pico, ocorre um aumento do valor do espraimento ( $Ru_{2\%}$ ) com a altura significativa do estado de agitação incidente no quebra-mar. Verifica-se ainda que a um aumento do período de pico do estado de agitação corresponde também um aumento do valor característico do espraimento, sendo também claro que tal aumento está limitado ao desnível entre o coroamento da estrutura e o nível de

repouso (0.12 m). Tal também pode ser verificado na Fig. 4, onde se apresenta a variação do espraio com a altura significativa incidente.

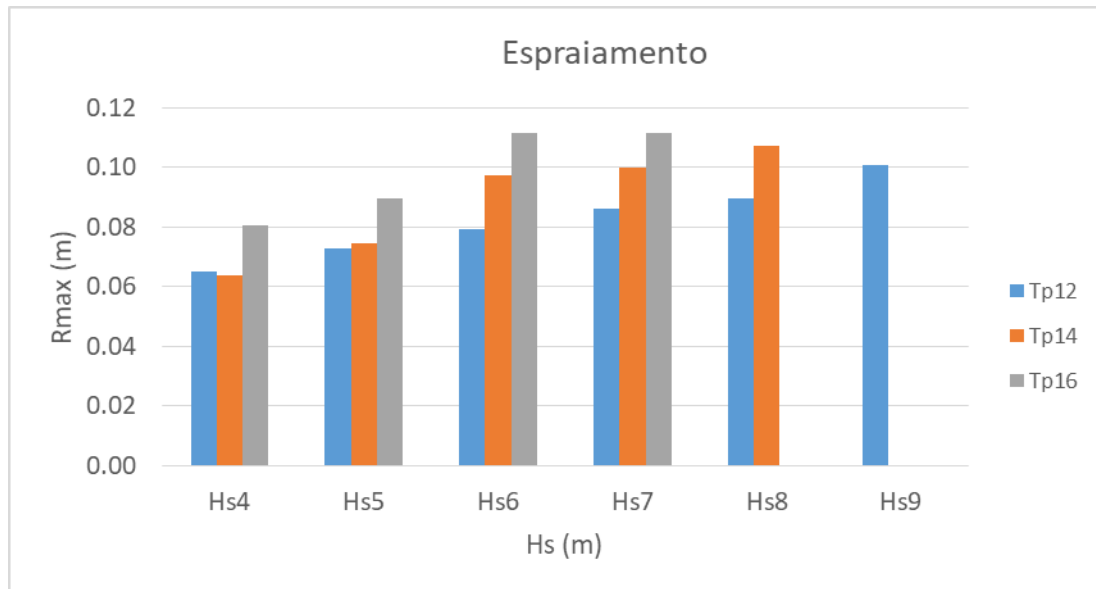


Figura 4 – Espraio em função da altura significativa

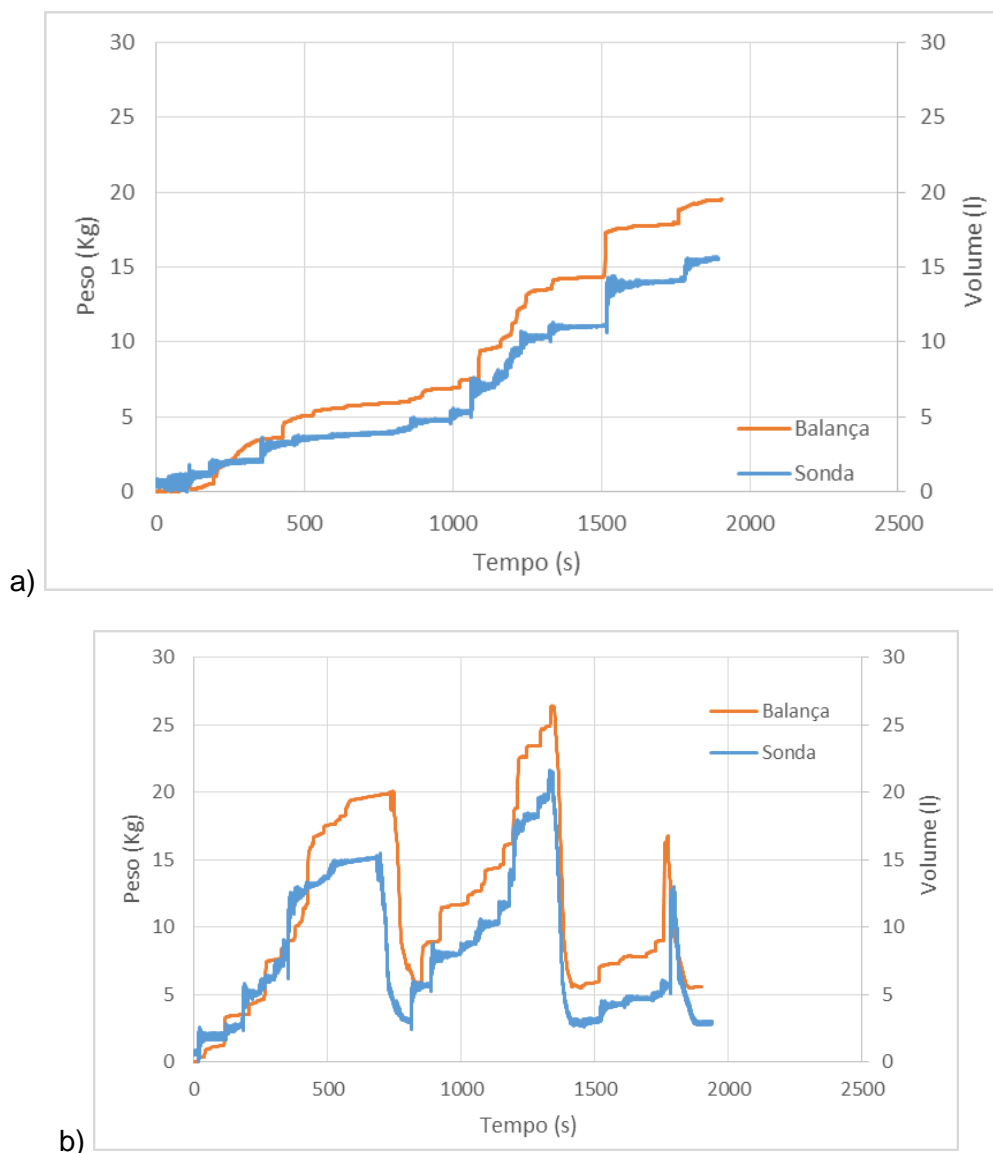
### 3.2. Galgamento

É importante salientar que, em termos de galgamento, ocorreram duas situações distintas, nos diferentes ensaios efetuados:

- Ensaios com ocorrência de galgamento moderado, cujo volume de água não excedia a capacidade do reservatório da balança, e por isso, não houve a necessidade de tirar com a bomba qualquer água desse reservatório. Estes testes foram designados como testes sem descargas.
- Ensaios com ocorrência de galgamento muito significativo, cujo volume de água excedeu várias vezes a capacidade do reservatório da balança pelo que houve a necessidade de retirar por diferentes ocasiões a água desse reservatório. Tal era efetuado com o auxílio de uma bomba que transportava a água do reservatório colocado atrás da estrutura para um outro reservatório de maiores dimensões no exterior ao canal. Estes testes foram designados como testes com descargas.

A Fig. 5 apresenta, graficamente, as medições de galgamento realizadas através da pesagem do galgamento e as realizadas através da sonda de medição da superfície livre dentro do reservatório, para uma situação sem e com descargas, para o ensaio com  $T_p=14$  s e  $H_s=8$  m, com NM e com PM.





**Figura 5 - Medições de galgamento realizadas através da pesagem do galgamento e as realizadas através da sonda de medição da superfície livre dentro do reservatório: a) Ensaio sem descargas; b) Ensaio com descargas**

Da Fig. 5, verifica-se que, quer na situação sem descargas, quer na situação com descargas, o andamento dos valores obtidos com os dois métodos de medição são semelhantes, i.e., no caso sem descargas há um aumento progressivo de galgamento com o decorrer do ensaio, enquanto no caso com descargas, para além do aumento progressivo do galgamento se identificam também 3 descargas ao longo do ensaio. No entanto, em qualquer das situações, é visível um desfase temporal entre as duas medições e também entre os valores obtidos, sendo os valores da balança superiores aos da sonda.

Para a situação sem descarga, a comparação dos valores totais obtidos por estes dois métodos (balança e sonda) com o método de leitura da régua no reservatório, Tabela 2, mostrou que os valores da balança são os que mais se aproximam do valor medido com a régua e que os valores da sonda estão próximos daquilo que foi medido ao longo dos ensaios, pela balança, apresentando, no entanto, em certos ensaios, diferenças acima dos 30%. Tal normalmente está associado a valores de galgamento mais baixos, nos quais o desempenho da sonda é claramente inferior. Percebe-se também que o volume total, medido através da balança, é superior aos valores obtidos pelas sondas.

Além disso, verifica-se que a proximidade dos valores da régua e da balança (e mesmo da sonda) é maior com o aumento do período para a mesma altura de onda. É de notar que neste bloco de ensaios, a medição da régua foi efetuada no reservatório atrás da estrutura.

Uma das razões para as diferenças entre os valores da balança e sonda e os medidos na régua relaciona-se com a presença de ruído nos sinais da sonda e na balança que era em certos casos muito significativa (principalmente na sonda) devido às oscilações no interior do reservatório por entrada da água. Assim, efetuou-se a filtragem desses sinais, que conduz a uma diminuição do volume galgado fazendo com que, em alguns casos, seja impossível obter a suavização do ruído que a sonda tem ao longo dos ensaios sem perder o caudal que realmente existiu no ensaio.

**Tabela 2 – Situação sem descarga. Volume galgado em ensaios com nível médio (valores medidos nos ensaios)**

Tp (s)	Hs (m)	Nome do Ensaio	Volume medido (l)		
			Reserv.	Balança	Sonda
12	8	Ensaio	3.0	2.68	0.48
		Repetição 1	2.0	1.62	1.49
		Repetição 2	4.0	2.79	0.84
		Repetição 3	3.0	2.73	0.52
14	8	Ensaio	11.0	11.73	7.96
		Repetição 1	19.0	19.98	15.54
		Repetição 2	19.0	19.80	18.56

Para a situação com descargas, apresenta-se na Tabela 3, o volume medido pelos três métodos de medição. Verifica-se que os resultados obtidos com a balança e a sonda estão bastante próximos em relação ao que foi medido ao longo dos ensaios (leitura da régua). A maioria dos ensaios apresenta erros aceitáveis à exceção dos ensaios assinalados a amarelo. Nestes ensaios obteve-se erros elevados, estando eles entre os 28% e os 32%.

**Tabela 3 – Situação com descarga. Volume galgado em ensaios com nível médio (valores medidos nos ensaios)**

Tp (s)	Hs (m)	Nome do Ensaio	Volume medido (l)		
			Reserv.	Balança	Sonda
14	8	Ensaio	64.77	51.63	46.62
		Repetição 1	58.23	35.07	23.98
16	8	Ensaio	51.70	37.89	36.96
		Repetição 1	71.32	32.45	23.06
		Repetição 2	51.70	31.49	30.96

A razão da diferença entre os resultados da balança e sonda e os medidos pela régua, estão relacionados com:

- Perturbações na sonda e na balança devido a descargas da bomba: Como referido, nestes ensaios foi necessário fazer descargas com o auxílio de uma bomba. Como essa bomba se encontra dentro do reservatório interior, verificou-se que introduz algumas perturbações nas medições da sonda e da balança, contribuindo assim para as diferenças relativamente ao medido no reservatório exterior;
- Galgamentos simultâneos às descargas: nos casos com descargas, ocorriam descargas do reservatório colocado no tardo da estrutura, com o auxílio de uma bomba, para um reservatório de maiores dimensões (devido ao volume de galgamento ser elevado). Nestes ensaios verificou-se que durante a duração da descarga existiam galgamentos em simultâneo, isto é, enquanto se diminuía a altura de água no reservatório existia também galgamentos aumentando a altura de água. Se essas variações forem muito rápidas, a sonda poderá não ter sensibilidade para registar eventuais galgamentos durante o período de descarga, devido a estas variações, e, portanto, haver uma “perda” no volume de galgamento medido face ao que realmente aconteceu.

Por outro lado, existem também diferenças na determinação do volume no reservatório exterior, que se relacionam com erros de leitura no reservatório exterior. Devido à forma do reservatório exterior, a leitura da água no reservatório exterior tem um erro associado. Além disso, o cálculo do volume de água no reservatório considerou que as várias superfícies arredondadas nos cantos foram contabilizadas como superfícies retangulares, por simplificação.

Na Fig. 6 apresenta-se o galgamento relativo,  $q$ , em função de  $H_{m0}$  para um nível de maré de PM e para os vários períodos. Verifica-se que os valores de  $T_p=12$  s são valores muito pequenos em comparação com os valores de  $T_p=14$  s e  $T_p=16$  s, não se apresentando assim

na mesma curva exponencial. Já os valores de  $T_p=14$  s e  $T_p=16$  são bastante parecidos, ou seja, apresentam-se na mesma curva exponencial. Como seria expectável, para o mesmo nível de água o caudal relativo,  $q$ , aumenta com o valor de  $H_{m0}$  e, com o aumento do período de onda e altura de onda.

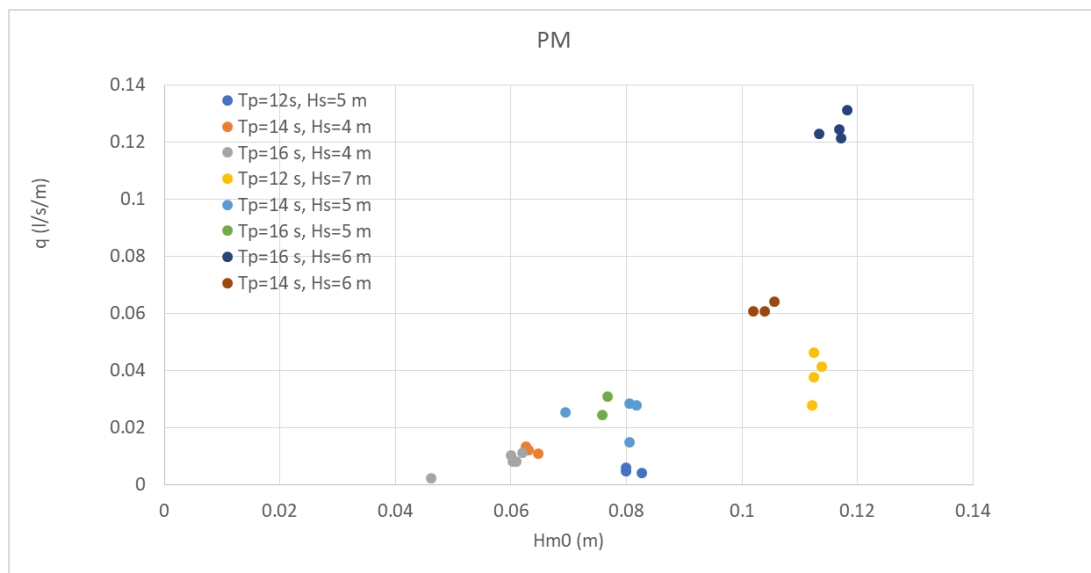


Figura 6 – Variação do galgamento relativo com a altura significativa da agitação incidente

#### 4. CONCLUSÕES

Neste estudo é caracterizada a resposta em termos de espraiamento e galgamento de uma zona do quebra-mar de taludes do Porto da Ericeira e avalia-se comparativamente diferentes técnicas para a determinação do galgamento em modelação física.

Em termos de espraiamento, verificou-se que o aumento do período de pico do estado de agitação corresponde também um aumento do valor característico do espraiamento, sendo também claro que tal aumento está limitado ao desnível entre o coroamento da estrutura e o nível de repouso (0.12 m).

Em termos de galgamento, para o mesmo nível de água o caudal médio galgado,  $q$ , aumenta com o aumento do período de onda e altura de onda.

Em termos de comparação das técnicas de medição utilizadas, verificou-se que o volume galgado obtido através do volume do reservatório e na balança eram convergentes, mas os valores da balança eram consistentemente superiores. A balança conduz a valores mais próximos aos resultados obtidos com a medição por régua no reservatório. No que diz respeito ao volume galgado obtido através da variação do nível da sonda resistiva, verificou-se que

esta metodologia necessita ainda de alguma calibração do limite para o qual pequenas oscilações de nível deverão ser ou não desprezadas.

## **AGRADECIMENTOS**

Este trabalho foi realizado no âmbito dos projetos To-SEAlert – Galgamento e inundação em zonas costeiras e portuárias: Ferramentas para um sistema de previsão e alerta, planeamento de emergência e de gestão do risco, ref. PTDC/EAM-OCE/31207/2017 e BSafe4Sea - Controlo da Segurança de Quebra-mares através da Análise de um Sistema de Previsão e Apoio à Decisão, ref. PTDC/ECI-EGC/31090/2017, ambos financiados pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia. Agradece-se aos colegas Catarina Zózimo, Simões Pedro, Cesar Costa, Rosa Emilia Soares, Joana Gueifão e Graça Neves a ajuda nos ensaios, bem como a Fernando Soares da FCiências.ID o empréstimo do Kinect utilizado nos ensaios e à Maria João Henriques o levantamento dos fundos.

## **REFERÊNCIAS**

- Fortes, Conceição; Reis, Maria Teresa; Zózimo, Catarina; Santos, João Alfredo; Pinheiro, Liliana; Lemos, Rute; Capitão, Rui; Fonseca, Ana; Barateiro, José; Serrazina, Vera; Craveiro, João; Andriolo, Umberto; Taborda, Rui; Silva, Ana; Ferreira, José Carlos; Duarte, Cláudio Macedo; Lara, Javier. 2020. Project TO-SEALERT: First Developments, 15<sup>o</sup> Congresso da Água, 22 a 26 de março.
- Pinheiro, L.V. 2019. “MATLAB routines for temporal and spectral analysis I”. Janeiro, LNEC, Lisboa, Portugal.
- Pinheiro, L.V. 2020. “MATLAB routines for temporal and spectral analysis II”. Janeiro, LNEC, Lisboa, Portugal.
- Sanches, C. 2021. Avaliação do Espraimento e do Galgamento no Porto da Ericeira – Modelação Física. Dissertação de mestrado (em publicação).
- Santos, J.A., Lemos, R., Fortes, C.J.E.M., Neves, M.G., Pinheiro, L., Pinto, M., Sanches, C., Gueifão, J., Zózimo, A.C. 2021. Modelação Física da Resposta à Agitação Incidente de um Trecho do Quebra-mar do Porto da Ericeira. 15<sup>o</sup> Congresso da Água, 22 a 26 de março.
- Zózimo A.C., Fortes C.J.E.M., Reis M.T., Pinheiro L.V., Smithers N. & Serrazina V. 2021. Protótipo do TO-SEALERT para o porto da Ericeira. 15.<sup>o</sup> Congresso da Água, 22 a 26 de março.

# AVALIAÇÃO DO GALGAMENTO E ESPRAIAMENTO EM QUEBRA-MARES DE TALUDE. O CASO DO PORTO DA ERICEIRA

*Conceição Fortes<sup>1</sup>, Rute Lemos<sup>1</sup>, João Alfredo Santos<sup>1</sup> & Teresa Reis<sup>2</sup>*

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [jfortes@lnec.pt](mailto:jfortes@lnec.pt)

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [rlemos@lnec.pt](mailto:rlemos@lnec.pt)

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [jasantos@dec.isel.pt](mailto:jasantos@dec.isel.pt)  
Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, Portugal, [treis@lnec.pt](mailto:treis@lnec.pt)

## RESUMO

A avaliação do espraioamento e do galgamento em estruturas de proteção costeira e portuária é fundamental para o projeto de novas estruturas e na verificação da segurança de estruturas já existentes. A sua determinação tem como objetivos principais a definição da cota de coroamento da estrutura e o estabelecimento das condições de serviço dessa estrutura.

Uma das metodologias mais utilizadas para a avaliação do espraioamento e do galgamento em estruturas marítimas é a modelação física. Nessa metodologia, são várias as técnicas que podem ser usadas para a avaliação desses fenómenos físicos. Neste âmbito, salientam-se o uso de sondas resistivas, de balança ou de imagens vídeo.

Neste trabalho são apresentados os resultados de um estudo em modelo físico do espraioamento e galgamento da estrutura de proteção portuária do Porto da Ericeira para diferentes condições de agitação marítima. Comparam-se ainda várias técnicas de avaliação do espraioamento e do galgamento que foram utilizadas nesses ensaios em modelo físico para avaliar o seu desempenho.

Palavras-chave: Espraioamento / Galgamento / Estruturas marítimas / Técnicas de medição

## 1. INTRODUÇÃO

De modo a melhorar a eficiência dos quebra-mares de talude (obras de proteção marítima mais comuns em Portugal), é necessário compreender a sua resposta no que diz respeito aos fenómenos de espraioamento, galgamento e estabilidade hidráulica.

Assim, no âmbito dos projetos To-Sealert e Bsafe4sea, foi realizado no LNEC um conjunto de ensaios em modelo físico de um perfil de um quebra-mar de talude do porto da Ericeira, nos quais foi feita a análise da propagação de ondas, do espraioamento, do galgamento e da estabilidade daquele perfil.

O presente trabalho centra-se no estudo da influência, no espraioamento e no galgamento do porto da Ericeira, do nível de maré e das condições de agitação incidente (para tempestade e cenários de alterações climáticas). Dá-se especial ênfase à comparação das diferentes técnicas utilizadas nesses ensaios para caracterização desses fenómenos.



## 2. DESCRIÇÃO

Os ensaios em modelo físico foram realizados num canal de ondas irregulares do LNEC, tendo sido implementado o perfil da seção da zona de cais do quebra-mar de talude do porto da Ericeira. Foram testados os períodos de pico de 12, 14 e 16 s associados a diferentes alturas significativas de três níveis de maré: Preia-mar, Baixa-mar e Nível médio. O modelo foi construído e explorado de acordo com a lei de semelhança de Froude, à escala geométrica de 1:50. Os fundos em frente ao local de implantação do perfil foram reproduzidos por intermédio de uma rampa com uma inclinação de cerca de 1.6% até à cota -27 m (ZH).

Para analisar a variação da superfície livre ao longo do canal utilizaram-se 5 sondas resistivas e para a avaliação do espraiamento recorreu-se a uma sonda instalada sobre o talude do perfil do quebra-mar e à filmagem dos ensaios. Para avaliação dos volumes individuais e totais galgados, utilizou-se uma balança, assim como uma sonda resistiva no reservatório de receção dos caudais galgados (Fig. 1). A Fig. 2 ilustra a comparação do volume galgado durante um ensaio e respetiva repetição, com nível de maré de +2.0 m (ZH);  $T_p=14$  s e  $H_s = 8$  m, determinado através da balança, do volume do reservatório e do nível da sonda resistiva.

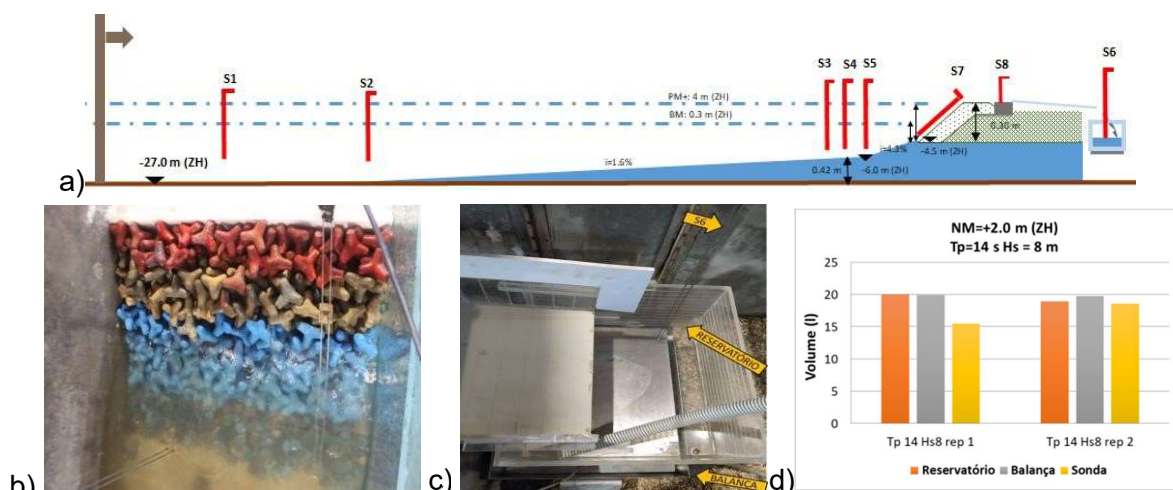


Fig. 1 – Modelo físico da Ericeira: a) Perfil ensaiado; b) Sonda de espraiamento; c) Reservatório, balança e sonda resistiva do galgamento; d) Comparação das diferentes técnicas utilizadas para caracterização do galgamento

## 3. CONCLUSÕES

Neste estudo é caracterizada a resposta em termos de espraiamento e galgamento de uma zona do quebra-mar de taludes do Porto da Ericeira e avalia-se comparativamente diferentes técnicas para a determinação do galgamento em modelação física. Verificou-se que o volume obtido através do volume do reservatório e na balança eram convergentes. No que diz ao volume obtido através da variação do nível da sonda resistiva, verificou-se que esta metodologia necessita ainda de alguma calibração do limite para o qual pequenas oscilações de nível deverão ser ou não desprezadas.

## AGRADECIMENTOS

Agradece-se aos projetos: To-SEAlert - Wave overtopping and flooding in coastal and port areas: Tools for an early warning, emergency planning and risk management system, Ref. PTDC / EAM-OCE / 31207/2017, e BSAFE4SEA, Ref. PTDC / ECI-EGC / 31090/2017

# ANÁLISE DA RESISTÊNCIA À FADIGA DE COMPONENTES EM TiAl6V4 PRODUZIDOS POR MANUFATURA ADITIVA CONTENDO CANAIS INTERIORES

Joel de Jesus<sup>1</sup>, Luis Borrego<sup>1,2</sup>, José A.M. Ferreira<sup>1</sup>, Carlos Capela<sup>1,3</sup>, José. D. Costa<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Department of Mechanical Engineering, CEMMPRE, University of Coimbra, P-3004 516 Coimbra, Portugal, [joel.jesus@uc.pt](mailto:joel.jesus@uc.pt); [martins.ferreira@dem.uc.pt](mailto:martins.ferreira@dem.uc.pt); [jose.domingos@dem.uc.pt](mailto:jose.domingos@dem.uc.pt)

<sup>2</sup> Mechanical Engineering Department, Polytechnic of Coimbra – ISEC, Portugal, [borrego@isec.pt](mailto:borrego@isec.pt)

<sup>3</sup> Mechanical Engineering Department, ESTG, Polytechnic Institute of Leiria, Portugal, [carlos.capela@ipleiria.pt](mailto:carlos.capela@ipleiria.pt)

## RESUMO

Este trabalho analisa o efeito da rugosidade superficial na resposta à fadiga de peças de liga de titânio TiAl6V4, fabricadas por fusão seletiva a laser (SLM). Nos ensaios de fadiga foram utilizados provetes redondos de osso de cão, sintetizados por Lasercusing®, com camadas crescendo na direção da aplicação da carga. Foi aplicado um tratamento térmico de alívio de tensões, consistindo em aquecimento lento e controlado a 670 ° C, seguido de manutenção a 670 ° C ± 15 ° C por 5 horas e finalmente por arrefecimento até à temperatura ambiente ao ar.

Palavras-chave: Fabricação aditiva / fadiga / liga de titânio TiAl6V4

## 1. INTRODUÇÃO

A fusão seletiva a laser (SLM) é uma tecnologia de manufatura aditiva (AM), utilizada na produção de componentes de geometria complexa. A liga de titânio Ti6Al4V é uma liga leve usada em aplicações aeroespaciais, biomédicas (Petrovic et al. 2011). A rugosidade superficial desempenha um papel importante na vida à fadiga, conforme foi investigada para a liga TiAl6V4 (Wycisk et al. 2014) e (Edwards e Ramulu 2014).

O objetivo principal foi analisar os efeitos da rugosidade superficial e da concentração de tensões na resposta à fadiga de peças da liga de titânio TiAl6V4, fabricadas SLM.

## 2. DESCRIÇÃO

Os ensaios foram realizados usando provetes com a geometria é representada na Fig. 1, contendo um canal interno na direção de aplicação da carga, numa máquina servo-hidráulica INSTRON. As curvas S-N obtidas foram representadas na Fig. 2. Como esperado, a resistência à fadiga é fortemente influenciada pela rugosidade.

Os parâmetros de rugosidade obtidos, estão resumidos na Tabela 1 em termos da rugosidade Ra média, definida pela distância máxima de pico a vale.

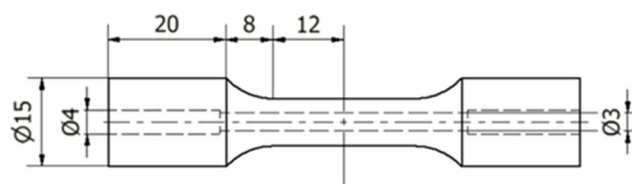


Fig. 1 –Geometria e dimensões dos provetes.

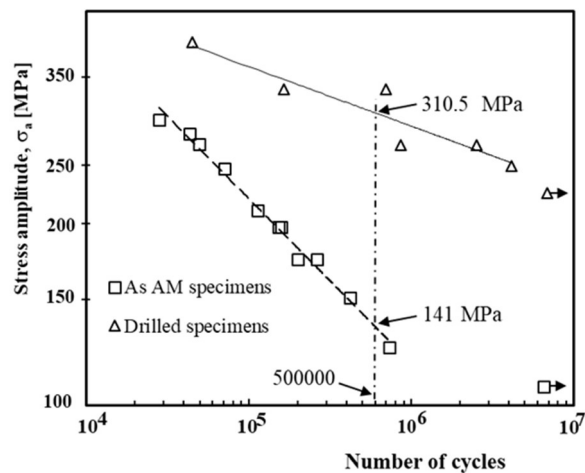


Fig. 2 – Curvas S – N para R=0.05.

Tabela 1 – Parâmetros de rugosidade.

Series	Rugosidade	Média	Desvio padrão
Provetes com furo mecânico	Ra [μm]	0.9781	±0,1117
Provetes como SLM	Ra [μm]	6.9825	±1,2576

### 3. CONCLUSÕES

Neste trabalho foi analisado o efeito da rugosidade superficial na fadiga de peças de liga de titânio TiAl6V4, fabricadas SLM. Obteve-se menor vida de fadiga para a pior rugosidade interna nos provetes como fabricados por SLM, chegando a uma redução da resistência à fadiga, cerca de 50%, em comparação com os provetes furados mecanicamente.

### AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem o patrocínio do projeto no. 028789, financiado pelo Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional (FEDER), através do programa PT2020, no âmbito do Programa Operacional Regional do Centro (CENTRO-01-0145-FEDER-028789), e o projeto UIDB/EMS/00285/2020, financiado pelo FEDER através do programa COMPETE – Programa Operacional Factores de Competitividade e por fundos nacionais através da FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia.

### REFERÊNCIAS

- Edwards, P., Ramulu, M. 2014. Fatigue performance evaluation of selective laser melted Ti–6Al–4V, Mater Sci Eng A 598, p. 327–337.
- Petrovic, V., Gonzalez, J.V.H., Ferrando, O.J., Gordillo, J.D., Puchades, J.R.B., Grinan, L.P. 2011. Additive layered manufacturing: sectors of industrial application shown through case studies, International Journal of Production Research 49, p. 1061–1079.
- Wycisk, E., Solbach, A., Siddiquem S., Herzogm D., Waltherm F., Emmelmann, C. 2014. Effects of defects in laser additive manufactured Ti-6Al-4V on fatigue properties, Phys Procedia 56, p. 371–378.

# ANALYSIS OF PELVIC FLOOR MESH GEOMETRY VARIATION UNDER TENSILE LOADING

Rita Rynkevic <sup>1</sup>, Andressa B. Avelar <sup>2</sup>, André Brandão <sup>3</sup>, Jorge L. Alves <sup>4</sup> & António A. Fernandes <sup>5</sup>

<sup>1</sup> LAETA, INEGI, Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, [r.rynkevic@gmail.com](mailto:r.rynkevic@gmail.com)

<sup>2</sup> Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, [eng.belo@gmail.com](mailto:eng.belo@gmail.com)

<sup>3</sup> Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, [andrebrandao.pt@gmail.com](mailto:andrebrandao.pt@gmail.com)

<sup>4</sup> LAETA, INEGI, Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, [falves@fe.up.pt](mailto:falves@fe.up.pt)

<sup>5</sup> LAETA, INEGI, Faculty of Engineering, University of Porto, Portugal, [aaf@fe.up.pt](mailto:aaf@fe.up.pt)

## RESUMO

The use of meshes for pelvic organ prolapse (POP) surgery may cause graft related complications (GRCs). It is believed that biodegradable, monofilament and larger pore size meshes are associated with the host's better tolerability and might reduce GRCs. Research results demonstrated that a polycaprolactone PCL 3D printed mesh had more advantageous properties compared to current commercial polypropylene mesh.

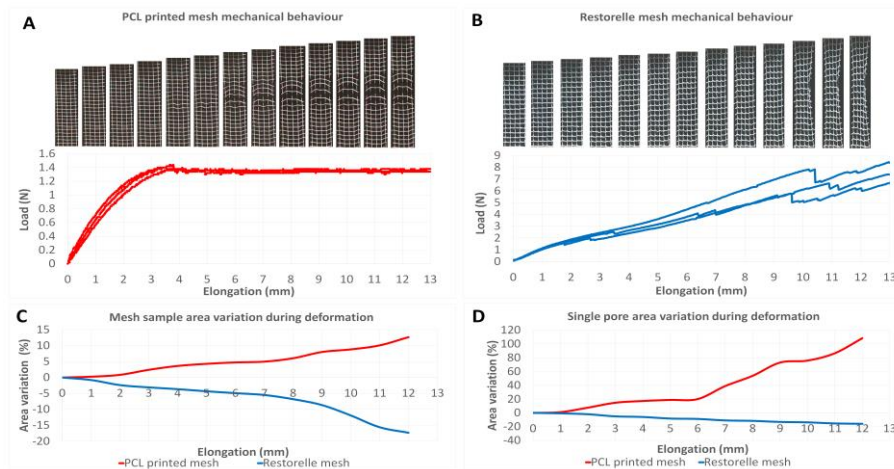
Palavras-chave: pelvic floor meshes / deformation / cell / polypropylene / polycaprolactone

## 1. INTRODUÇÃO

The use of meshes for pelvic organ prolapse (POP) surgery may cause graft related complications (GRCs). Insufficient biocompatibility and inappropriate biomechanical properties may lead to adverse host response (Manodoro, *et al.*, 2013). Most textile implants used today are based on polypropylene (PP). PP is non-resorbable; hence it triggers a permanent host response. The GRCs are related to the pore size; when smaller than 10 $\mu$ m, the risk of infection increases (Barone, *et al.*, 2016). Pore stability also plays an essential role in tissue integration. When loaded, the initial pore size may be reduced ("collapse"), precluding proper tissue ingrowth. Another factor may be the filaments' nature. A different inflammation and foreign body response are generated to a monofilament and multifilament material (Barone, *et al.* 2016). In a multifilament mesh, host cells often cannot penetrate between all filaments because of the small gaps between fibres. This research presents a geometry deformation analysis of biodegradable polycaprolactone (PCL) meshes for POP repair, produced using melt electrospinning technology. Geometric parameters have been recreated using an example of the more recent clinical implants Restorelle (Coloplast, Denmark), which has theoretically advantageous properties, according to the above concepts. This implant was used as a reference synthetic textile mesh in this research.

## 2. DESCRIÇÃO

The PP Restorelle is a simple square-patterned mesh composed of three 80 $\mu$ m diameter filaments knitted around each other and 2x2 mm pore size. A simple square-shaped PCL mesh composed of three 80 $\mu$ m diameter filaments was printed using a laboratory melt electrospinning prototype. Specimens (n=3) were tested by uniaxial tensile test. Digital camera records and ImageJ software were used to analyse the implant and its cell deformation. Outcome measurements describing the mechanical behaviour were load-elongation curves.



**Fig. 1 – Meshes mechanical behavior during uniaxial tensile test (images above the curves- mesh geometry changes at every millimeter of deformation): A- PCL printed mesh; B- Restorelle mesh. Restorelle and PCL printed mesh area variation (%) during uniaxial tensile test: C- entire sample; D- single pore.**

The printed PCL mesh mechanical behaviour is utterly distinct from Restorelle mesh (Fig. 1-A). Restorelle implant has an above average stiffness (Fig. 1-B) compared with most other tested implants used for similar procedures (Maurer, et al., 2015). The Restorelle mesh starts to rupture under load (from the edges), while PCL printed mesh does not fracture, since filaments have ductility properties. Due to plastic deformation, a horizontal path was registered. Geometry deformation analysis showed that PP mesh had an hourglass effect (Fig. 1-B) and pore collapse, which contributes to mesh area reduction by 17% (Fig. 1-C) and pore narrowing by 12% (Fig. 1-C). This observation possibly contributes to the emergence of associated GRC's. PCL printed mesh area increased by 12% (Fig. 1-C) due to filament stretching. PCL mesh pores appear to be stable; however, pore area expansion by 100% was noted in the filament stretching parts.

### 3. CONCLUSÕES

Based on the previous review, it is believed that biodegradable, monofilament and larger pore size, meshes will improve the host's tolerability. Printed implants appear to be stable with no border curling, the hourglass phenomenon and out of plane deformation.

### REFERÊNCIAS

- Manodoro, E., Uvin, P., Albersen, M., Vlácil, J., Engels, A., Schmidt, B., De Ridder, D., Feola, A., Deprest, J. 2013. Graft-related complications and biaxial tensiometry following experimental vaginal implantation of flat mesh of variable dimensions. *BJOG*, 120 (2), p. 244-250.
- Barone, W.R., Moalli, P.A., Abramowitch, S.D. 2016. Textile properties of synthetic prolapse mesh in response to uniaxial loading. *Am. J. Obstet. Gynecol.*, 215 (3), p. 1-9.
- Maurer, M.M., Röhrnbauer, B., Feola, A., Deprest, J., Mazza, E. 2015. Prosthetic Meshes for Repair of Hernia and Pelvic Organ Prolapse: Comparison of Biomechanical Properties. *Materials*, 8, p. 2794-2808.

### AGRADECIMENTO

The authors gratefully acknowledge the FCT, Portugal and POCI, the project SPINMESH - POCI-01-0145-FEDER-029232.

# ESTUDO DA MAQUINABILIDADE DA LIGA TI-6AL-4V OBTIDA POR EBM PARA APLICAÇÃO MÉDICA

António Festas <sup>1</sup>, António Ramos <sup>2</sup>, J. Paulo Davim <sup>3</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Engenharia da Universidade de Aveiro, Portugal, [afestas@ua.pt](mailto:afestas@ua.pt)

<sup>2</sup> Departamento de Engenharia da Universidade de Aveiro, Portugal, [a.ramos@ua.pt](mailto:a.ramos@ua.pt)

<sup>3</sup> Departamento de Engenharia da Universidade de Aveiro, Portugal, [pdavim@ua.pt](mailto:pdavim@ua.pt)

## RESUMO

A aplicação de métodos de fabrico aditivos na produção de dispositivos médicos tem vindo a revelar algum interesse, nomeadamente na área de implantes ortopédicos. Onde é requerido um excelente acabamento superficial e um rigoroso toleranciamento geométrico e dimensional, a integração de uso de métodos de fabrico subtrativos torna-se indispensável. Neste trabalho, utilizando um processo híbrido através do torneamento de cones de prótese de anca, foi avaliada a maquinabilidade de provetes da liga Ti-6Al-4V obtidos por Electron Beam Melting (EBM).

Palavras-chave: ligas de titânio/ Ti-6Al-4V/ EBM/ maquinabilidade

## 1. INTRODUÇÃO

A utilização de componentes com aplicação médica em ligas de titânio obtidos por EBM vem possibilitar a obtenção de geometrias complexas impossíveis de conseguir com os métodos tradicionais de fabrico. Da utilização deste processo produtivo em aplicações médicas resultam inúmeras vantagens como por exemplo uma biocompatibilidade superior (Harun et al. 2018). A necessidade da obtenção de componentes com maior rigor geométrico e de toleranciamento e com acabamento superficial superior justifica o uso de processos de fabrico subtrativos. Esta integração de processos é designada como fabrico híbrido (Du, Bai, and Zhang 2016). Neste sentido, importa avaliar a maquinabilidade de componentes obtidos por métodos aditivos através de ensaios de maquinagem por forma a potenciar o seu uso em aplicações médicas em componentes funcionais (Cronskär, Bäckström, and Rännar 2013).

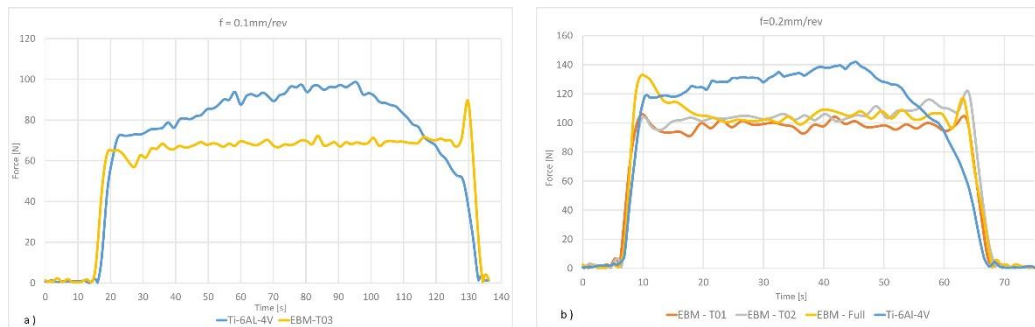
## 2. DESCRIÇÃO DO MÉTODO EXPERIMENTAL

Neste trabalho foi avaliada a maquinabilidade da liga de titânio Ti-6Al-4V, através de uma operação de acabamento com torneamento, sob a forma de provetes obtidos por EBM com as geometrias descritas da Tabela 1. Como parâmetros de corte, foram utilizados uma velocidade de corte de 60m/min e um  $a_p=0.15\text{mm}$  e dois avanços de maquinagem,  $f=0.1$  e  $0.2\text{mm/rev}$ . Os resultados obtidos para força de maquinagem podem ser observados na Figura 1 e as rugosidades medidas podem ser observadas na Figura 2.

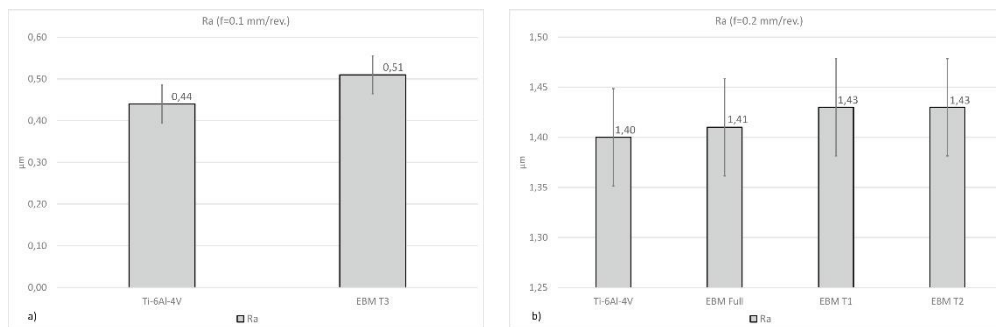
**Tabela 1 – Geometria dos provetes de maquinagem**

Material	Ti-6Al-4V	EBM full	EBM T01	EBM T02 / EBM T03
Geometria	Sólido	Sólido	Shell $t=2\text{mm}$	Shell $t=1.5\text{mm}$





**Fig. 1 – Força de maquinagem para a)  $f=0.1\text{mm/rev}$ . e b)  $f=0.2\text{mm/rev}$ .**



**Fig. 2 – Rugosidade  $R_a$  para a)  $f=0.1\text{mm/rev}$ . e b)  $f=0.2\text{mm/rev}$ .**

### 3. CONCLUSÕES

No trabalho realizado, comprovou-se a ligação direta entre o avanço de maquinagem aumentando as forças de corte e diminuindo o acabamento superficial. Os provetes obtidos por EBM apresentaram forças de corte inferiores, mas valores de rugosidade ligeiramente superiores, comparativamente aos provetes fundidos. Os resultados obtidos comprovam a possibilidade do uso de componentes obtidos por EBM em aplicações ortopédicas, com maior facilidade de corte, mas com maior rugosidade superficial, podendo ser crítico em componentes com movimento relativo.

### AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao projeto nº 031556-FCT/SAICT/2017; “FAMASI – Fabrico por Maquinagem sustentável e Inteligente” financiando pela Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT), POCI, Portugal, para o TEMA – Centro de Tecnologia Mecânica e Automação – UID/SEM/00481/2013.

### REFERÊNCIAS

- Cronskär, Marie, Mikael Bäckström, and Lars Erik Rännar. 2013. “Production of Customized Hip Stem Prostheses - A Comparison between Conventional Machining and Electron Beam Melting (EBM).” *Rapid Prototyping Journal* 19(5):365–72.
- Du, Wei, Qian Bai, and Bi Zhang. 2016. “A Novel Method for Additive/Subtractive Hybrid Manufacturing of Metallic Parts.” *Procedia Manufacturing* 5:1018–30.
- Harun, W. S. W., M. S. I. N. Kamariah, N. Muhamad, S. A. C. Ghani, F. Ahmad, and Z. Mohamed. 2018. “A Review of Powder Additive Manufacturing Processes for Metallic Biomaterials.” *Powder Technology* 327:128–51.

## BENDING RESISTANCE OF STAINLESS STEEL BEAMS AT ELEVATED TEMPERATURES

## RESISTÊNCIA À FLEXÃO DE VIGAS EM AÇO INOXIDÁVEL A TEMPERATURAS ELEVADAS

Matheus Alves <sup>1</sup>, Luís Mesquita <sup>2</sup>, Paulo Piloto <sup>3</sup>, Nuno Lopes <sup>4</sup>, Flávio Arrais <sup>4</sup>, Paulo Vila Real <sup>4</sup> &  
Joaquim Pinho-da-Cruz <sup>5</sup>

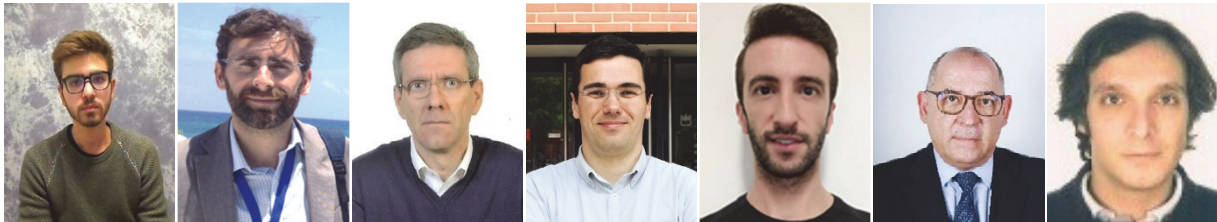
<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, matheusa@alunos.utfpr.edu.br

<sup>2</sup> ISISE, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, lmesquita@ipb.pt

<sup>3</sup> LAETA - INEGI, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, ppiloto@ipb.pt

<sup>4</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, nuno.lopes@ua.pt, arrais.f@ua.pt, pvreal@ua.pt

<sup>5</sup> TEMA, Universidade de Aveiro, Portugal, jpc@ua.pt



### ABSTRACT

To analyse the structural behaviour of stainless steel members at elevated temperatures, a set of three-point bending tests on RHS 150x100x5 beams of the grade 1.4301 were conducted. Numerical modelling of these tests has been afterwards performed at the measured temperatures, achieving close approximation to observed experimental results. Analytical methods to predict the load-deflection behaviour are also analysed.

Keywords: Bending resistance / Stainless steel / Elevated temperatures

### RESUMO

Para analisar o comportamento de elementos estruturais de aço inoxidável a temperaturas elevadas, foi realizado um conjunto de ensaios à flexão de três pontos em vigas RHS 150x100x5 de aço inoxidável 1.4301. Os ensaios foram modelados numericamente com as temperaturas medidas, obtendo boas aproximações aos resultados experimentais. Métodos analíticos para previsão do comportamento força-deslocamento foram também analisados.

Palavras-chave: Resistência à flexão / Aço inoxidável / Temperaturas elevadas

## 1. INTRODUCTION

Stainless steel beams have been applied in the building industry, due to their main qualities such as high strength and ductility, good aesthetics, high corrosion resistance, and low maintenance cost. The most widely used stainless steel is the austenitic grade EN 1.4301, which usually contains a minimum of 16% chromium and 8% nickel.

Due to the increasing application of stainless-steel members in structures, considering the demand in load carrying capacity and durability, several investigations have been developed. In 1993, (Rasmussen & Hancock, 1993) presented a nonlinear method to determine deflections of stainless steel beams, based on secant and tangential modulus of elasticity. These results were compared with experimental results on 4-point bending tests, with reasonable agreement. In 2000, (Mirambell & Real, 2000) developed experimental tests on six simply supported beams loaded centrally and six continuous beams loaded symmetrically at mid-span, both experimental templates with austenitic stainless steel material. Numerical simulations were developed using beam finite elements and deflection results were also compared using the secant modulus of elasticity. Reasonable agreement was achieved for small displacements on simply supported beams. In 2004, (Gardner & Nethercot, 2004) developed a series of nine 3-point bending tests on cold-formed austenitic stainless steel beams. Full load displacement graphs were used for the validation of the numerical model and the verification of the EN1993-1-4 design rules (CEN, 2005a). These design rules are over-conservative, underpredicting the bending resistance by almost 30% for class 1 cross-section beams. The load-displacement behaviour had typical non-linear increasing and decreasing branches. The beams had almost the same slenderness range as the ones used in this paper. In 2005, (Real & Mirambell, 2005) discussed different analytical non-linear methods for the calculation of the stainless steel maximum beam deflections, presenting also numerical and experimental results. In 2006, (Gardner & Baddoo, 2006) performed experimental fire tests on four stainless steel beams to validate the numerical model applied in a parametric analysis. In 2006, (Gardner & Ng, 2006) compared the physical properties of the austenitic stainless steel with the ones from carbon steel, on the prediction of the beam temperature development under standard fire. New thermal parameters were proposed for the convection coefficient heat transfer and the emissivity of stainless steel. In 2007, (Ng & Gardner, 2007) examined previous experimental tests developed on six stainless steel beams by conducting a numerical investigation towards the prediction of the critical temperature. The ratio between the predicted and the experimental temperature was found to be around 0.74 and an improvement of 14%

on the bending resistance was proposed concerning the current version of EN1993-1-2 (CEN, 2005b). Beams had similar slenderness to the ones used in our investigation. In 2010, (Lopes et al., 2010) used SAFIR to study the lateral-torsional buckling of stainless steel beams, using non-linear material and geometric models, including two modifications on SAFIR towards the constitutive law to be used for shell finite element analysis and the pattern for the residual stresses. The effect of the residual stress field is small on the ultimate load-bearing capacity of class 1 beam sections. In 2018 (Huang & Young, 2018) made a numerical investigation regarding the behaviour of lean stainless steel at elevated temperatures (from 24 to 900 °C). The results were compared with the design rules to determine the reliability and concluded that, in general, standards are conservative to predict the flexural strength at elevated temperatures. In 2019 (Pournaghshband et al., 2019) developed a numerical investigation to determine the effect of the axial restraint on the 4-point bending behaviour of stainless steel beams under fire. A new analytical model was proposed to predict the axial restraint force (negative and positive) during the heating process, being able to model the catenary effect. Stainless steel beams are able to support higher temperatures, before the onset of the catenary effect. The numerical model was validated against carbon steel experimental tests. The numerical results were developed over twenty-one restrained and three unrestrained austenitic stainless steel beam models.

Research on stainless steel members under fire has been focusing on the development of new design formulae for beams and columns (Xing, Kucukler, et al., 2021) (Vila Real et al., 2008) (Xing, Zhao, et al., 2021), but still, there is a lack of experimental evidence of the fire resistance of stainless steel members, in particular beams at elevated temperatures.

In this experimental investigation, a set of six experimental tests on stainless steel beams were developed at elevated temperatures (500, 600 and 700 °C), showing the performance behaviour on 3-point bending setup, allowing to determine the bending resistance. A shell finite element model is developed using SAFIR (Franssen & Gernay, 2017), with two different constitutive models, based on the experimental material characterization developed by the authors in a companion manuscript (Lopes et al., 2021).

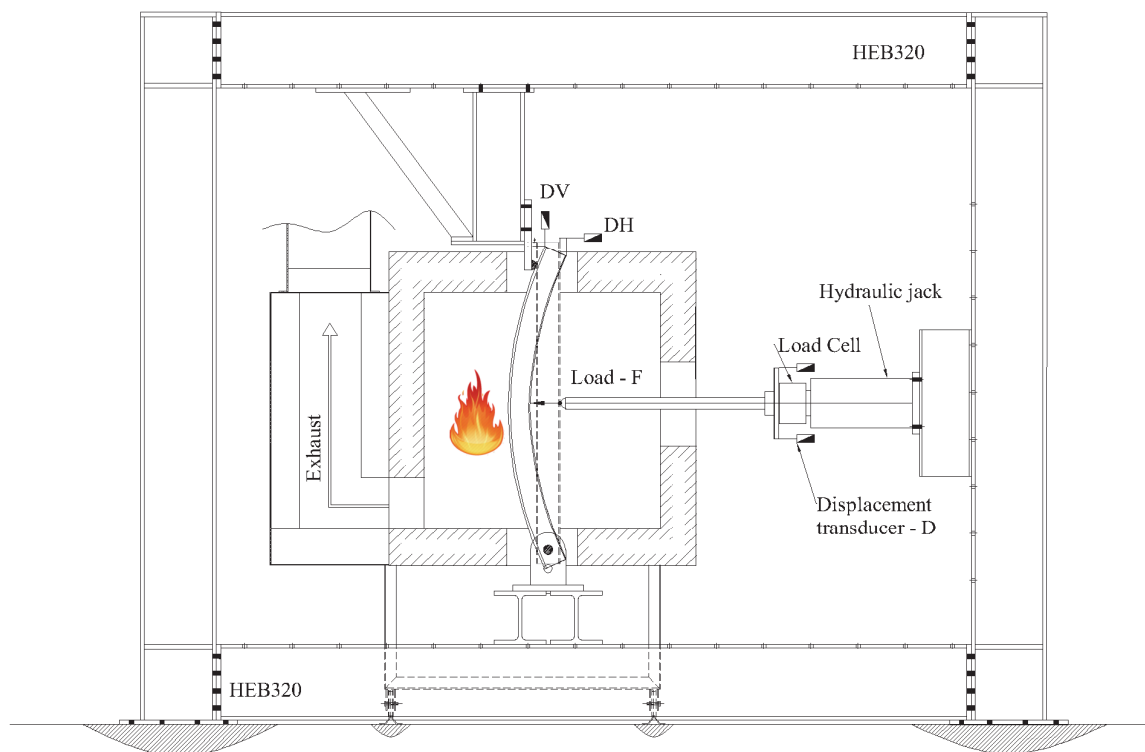
## **2. EXPERIMENTAL BENDING TEST SETUP**

### **2.1. Case study**

The test program was intended primarily to evaluate the thermal and mechanical behaviour of the steel beams at elevated temperatures. The beam specimen is subjected to a heating

process to achieve constant temperature levels (500, 600 and 700 °C), then the temperature is kept constant during the incremental load application. The incremental load is based on a load rate of 66 N/s. The temperature is controlled in the furnace by one plate thermocouple, following the standard fire curve in the heating stage until the temperature level, following with a steady stage at that temperature level.

The experimental setup is based on a steel portal frame, built around the fire resistance furnace. This frame allows for the fixation of the supports used for the 3-point bending tests and is also used for the load application. The beams are positioned in the vertical direction and the load is applied by the hydraulic jack in the horizontal direction, see Fig. 1.



**Fig. 1 – Frame, furnace and simply supported beam.**

Four potentiometric displacement transducers are applied on the front of the load cell to measure the maximum beam displacement ( $D$ ) for each load step ( $F$ ). The beam has double support on the bottom and simple fork support on the top. Fig. 2 shows the materialization of the supporting conditions.

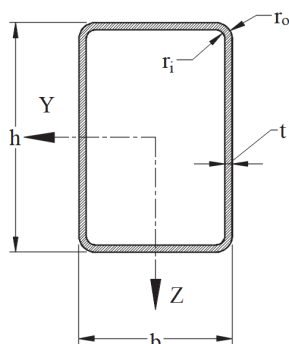




**Fig. 2 – Beam inside the furnace and supporting conditions.**

Load is transferred from the hydraulic jack to the beam by means of an half cylinder, distributing the load throughout the top flange, as shown in Fig. 2. There are no stiffeners applied on the load point and in the supports, hence producing the transfer of force from the flanges through the corners with consequent eccentric loading of the web of the cross-section. Both beams ends are insulated by internal parts of ceramic fibre to reduce heat loss from the internal cavity of the RHS profiles. The depth to span ratio is bigger than 8, which is enough to reproduce the beam behaviour. The same conditions are repeated two times, denoting EXP1 and EXP2.

Fig. 3 presents the geometry of the cross-section and Table 2 gives the comparison between nominal dimensions and measured dimensions, based on the average calculation of two beam elements.



**Fig. 3 – Beam cross-section.**

**Table 1 – RHS geometry (dimensions in mm)**

Geometry	Nominal	Measured
h	150	150.35
b	100	100.35
t	5	4.78
r <sub>i</sub>	5	6.16
r <sub>o</sub>	10	10.94



A minimum of three tests was developed for the same coupon conditions for each tested profiles (Lopes et al., 2021). The average results are presented in Table 3: Elastic modulus ( $E_0$ ); Proof strength ( $f_{p0.2\%}$ ); Strength at 2% strain ( $f_{p2\%}$ ); and Tensile strength ( $f_u$ ). The elastic modulus (\*) at elevated temperature was determined by the reduction factors for the slope of the linear elastic range, measured at room temperature. The reduction factors were obtained from Annex C of EN1993-1-2,  $k_{E,500} = 0.80$ ,  $k_{E,600} = 0.76$  and  $k_{E,700} = 0.71$  (CEN, 2005b).

**Table 2 – Mechanical properties at elevated temperatures for the stainless steel grade 1.4301**

Temperature (°C)	$E_0$ (GPa)	$f_{p0.2\%}$ (MPa)	$f_{p2\%}$ (MPa)	$f_u$ (MPa)
20	204.84	385.82	448.68	717.38
500	163.87*	184.11	252.26	418.49
600	155.68*	170.31	227.92	350.81
700	145.44*	121.72	184.78	230.01

## 2.2. Instrumentation

The instrumentation consisted of four displacement transducers, as shown in Fig.1. The transducers were placed between the steel portal frame and the loading system, allowing for the measurement of the midspan deflections. The four transducers were then averaged to register the displacement D in the graphical solution. The temperature was measured by six k-type thermocouples positioned along the beam length. For each position, two thermocouples were used and averaged. Fig. 4 presents the position for every thermocouple (T1, T2 and T3). The beam span between the supports is 1.2 m and the exposed length to elevated temperature is 1 m.

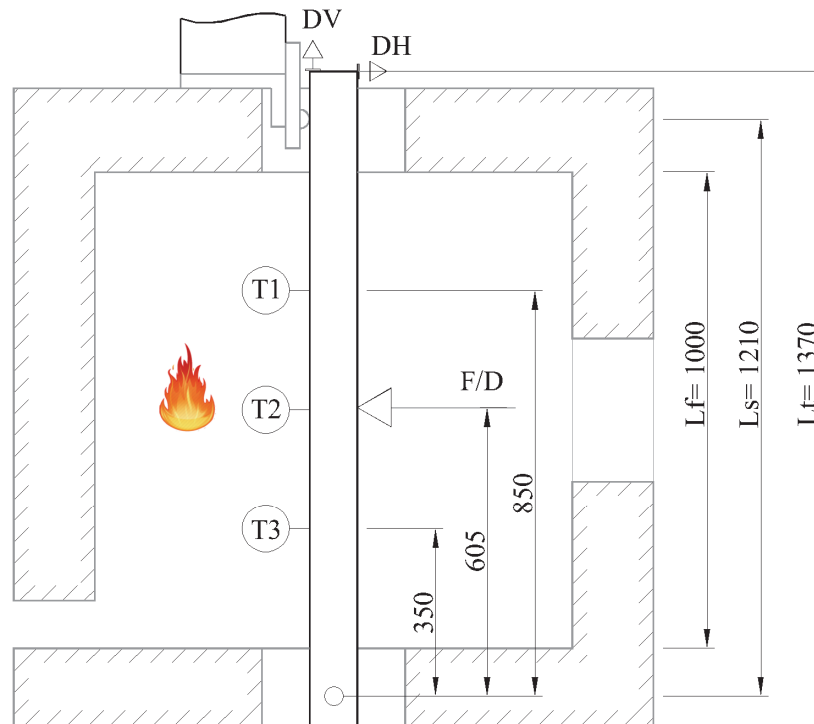
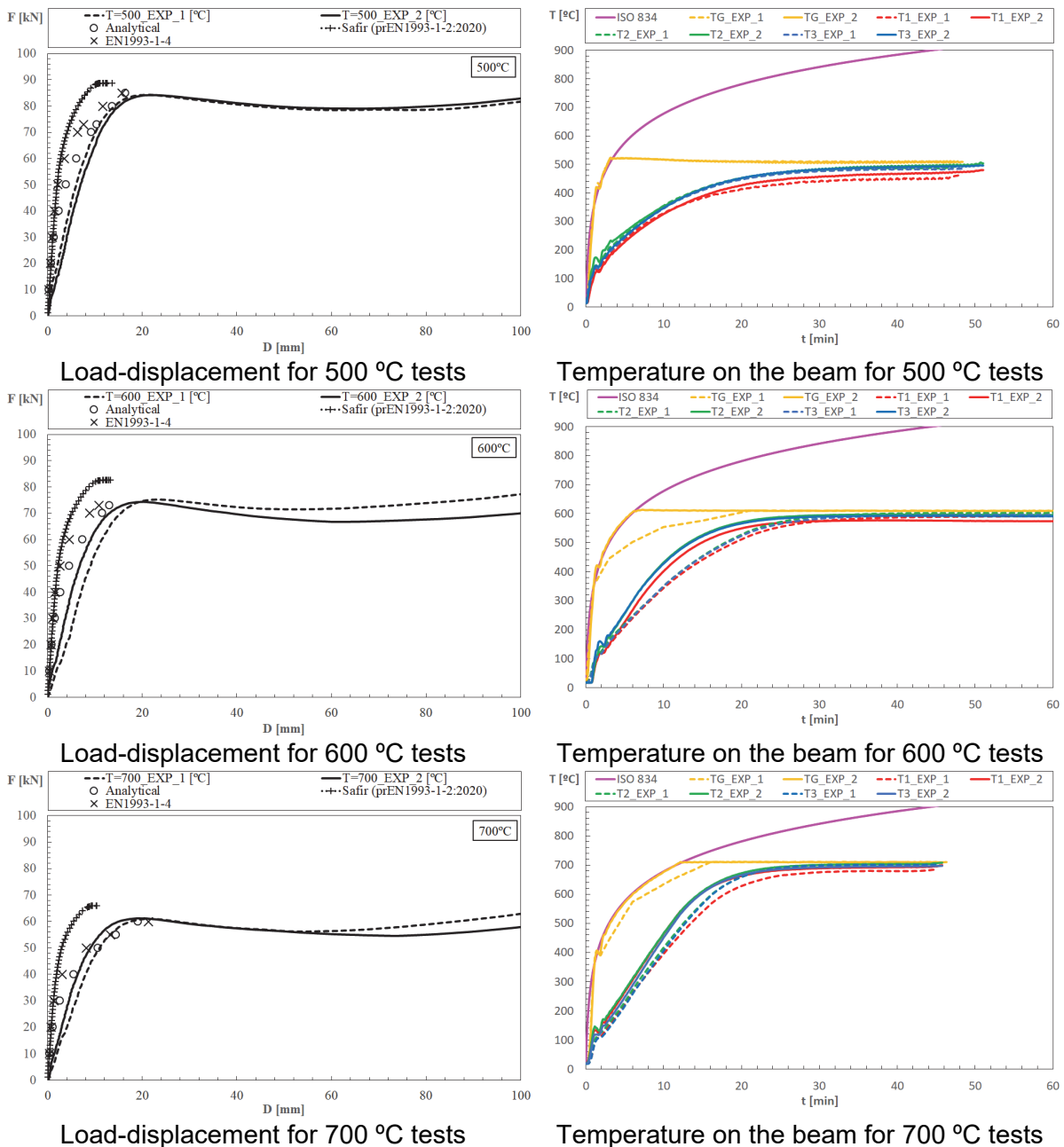


Fig. 4 – Thermocouples and position of the beam inside the furnace.

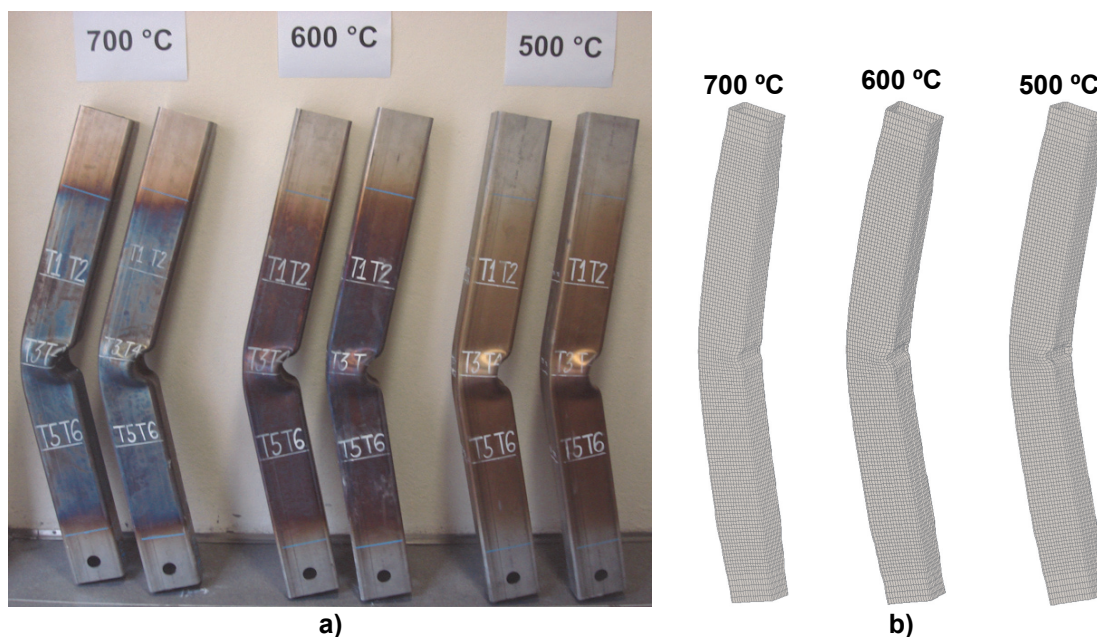
### 2.3. Test results at elevated temperature

Fig. 5 depicts the main results from the experimental tests. These results are presented for each temperature level (500, 600 and 700 °C). The load-displacement graph is typically defined by an initial increase of the load with an increase of displacement until reaching the maximum load-bearing capacity. After, the load starts to decrease with the increase of the actuator displacement. Two repetitions are represented and identified by the temperature level followed by EXP (experimental). The right side of Fig. 5 also presents the temperature evolution of each beam, with averaged values determined for sections 1, 2 and 3 (eg: T1\_EXP\_1). The furnace gas temperature (eg: TG\_EXP1) is also represented and the standard fire curve. The heating rate follows the heating rate used for the standard fire, approximately. One may conclude that temperature is almost uniform between sections 1, 2 and 3, nevertheless, a gradient is expected towards the extremities of the beams.



**Fig. 5 – Load displacement and temperature evolution.**

The load-bearing capacity is determined by the maximum peak load from the force-displacement graph (ultimate load). The deformed mode shapes included local buckling of the webs due to the loading condition (see Fig. 6). The failure mode exhibits buckling of both the compression flange and the upper portion of the web at mid-span.



**Fig. 6 –Deformed shape modes: a) experimental tests; b) numerical analysis (x10).**

When comparing the load-bearing capacity with the elastic and plastic load ( $F_{el}$  and  $F_{pl}$ ), one can see that the ultimate load from the experimental tests ( $F_{u\_EXP}$ ), being  $A_{v\_EXP}$  the average value of both tests, do not exceed the load corresponding to the plastic moment, but they exceed the elastic load, see Table 3.

**Table 3 – Comparison of the ultimate load with elastic and plastic limits.**

Temp. (°C)	$F_{el}$ (kN)	$F_{pl}$ (kN)	$F_{u\_EXP}$ (kN)	$A_{v\_EXP}$ (kN)	$F_{u\_SAFIR}$ (kN)
500	79.97	97.56	(EXP_1)=84.32; (EXP_2)=84.23	84.27	88.73
600	72.25	88.15	(EXP_1)=75.29; (EXP_2)=74.37	74.83	82.52
700	58.57	71.46	(EXP_1)=61.02; (EXP_2)=61.18	61.10	65.92

### 3. NUMERICAL VALIDATION MODEL

A three-dimensional finite element model is developed to perform geometrically and materially nonlinear numerical analyses including imperfections (GMNIA). As local buckling phenomena were likely to occur, shell finite elements were used with an initial local imperfection corresponding to 80% of the essential manufacturing tolerances. The quadrilateral shell finite element has four nodes, each with six degrees of freedom (three translations and three rotations). The interpolating functions are linear and a full integration method is used.

These models apply the constitutive law model proposed in the next generation (CEN, 2020), which is based on a two phase Ramberg-Osgood formulation, taking into consideration the experimental coupon test results presented in Table 2.

The solution is based on the Newton-Raphson method, using an incremental load step of a concentrated load applied in the middle span. The nodes in the region of the applied load are coupled to have the same transversal displacement  $D$ .

The model considers the fork support in one extremity and a pinned condition applied over two nodes, to model the experimental boundary conditions of the supports.

Fig. 6 represents the deformed mode shape for each model. The deformed mode shape agrees with the experimental deformed mode. The maximum numerical load-bearing capacity approximates the maximum load of the experimental tests. The relative differences are between 5.3% at 500 °C and 10.3% at 600 °C, as shown in Table 3 ( $F_u$ \_SAFIR).

#### 4. ANALYTICAL METHOD FOR DEFLECTION

Deflections may be determined considering the non-linear constitutive law of stainless steel. The load-deflection curves became non-linear at low load levels. Deflections are estimated using the secant and tangent modulus and are in good agreement with experimental and numerical results. The following approximate explicit non-linear method is based on the simplified method (Rasmussen & Hancock, 1993) and is only valid for small displacements.

For any load level, the maximum bending moment  $M_{max}$  is determined. For the case of the 3-point bending, Eq. (1) is used to determine the stress at the extreme fibre  $\sigma$ .

$$\sigma = k_{\sigma} \frac{M_{max}}{W_e} \quad (1)$$

The factor  $k_{\sigma}$  is introduced to avoid very large deflections due to the calculation procedure to find the average secant modulus  $E_s$  at the section for the maximum bending moment and due to the calculation of the stress in the extreme fibres. This factor should be less or equal than unity ( $k_{\sigma}=0.8$ ). The  $W_e$  represents the elastic section modulus of the cross-section. The equivalent modulus  $E_{eq}$  given by Eq. (2) is based on the average value obtained from the secant and tangent modulus from Eq. (3). These values are based on the tension and compression values for the extreme fibres at the cross-section of maximum bending moment, following the constitutive law of Ramberg-Osgood. These values were determined for each temperature level, based on the values of the experimental tensile tests, according to table 2 for the yield stress at 0.2% proof strength  $\sigma_{0.2}$  and for the elastic modulus  $E_0$ . The constant value of 3.56 is used for the parameter  $n$  (Rasmussen & Hancock, 1993).

$$E_{eq} = (E_s + E_T)/2 \quad (2)$$

$$E_S = \left[ 1 + 0.002 \frac{E_0}{\sigma_{0.2}} \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^{n-1} \right]^{-1} \times E_0 \quad \text{and} \quad E_T = \left[ 1 + 0.002 \times n \times \frac{E_0}{\sigma_{0.2}} \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^{n-1} \right]^{-1} \times E_0 \quad (3)$$

The maximum deflection is then calculated according to Eq. (4), replacing the Elastic modulus  $E_0$ , with the equivalent elastic modulus  $E_{eq}$ .

$$D = \frac{PL^3}{48E_{eq}I} \quad (4)$$

The results for the load-deflection are presented in Fig 5. for different load levels and for each temperature level. The results agree very well with the numerical and experimental results.

Similar approximation is presented for the current version of EN1993-1-4 (CEN, 2005a) using only the secant modulus of elasticity, as an average between the value determined for the compression and tension flanges. The values for the secant modulus may be estimated using Eq. (5), where  $\sigma_{i,Ed,ser}$  is representing the serviceability design stress,  $f_y$  the yield stress and the parameter  $n$  depends on the grade of the stainless steel (in this case  $n=6$ ).

$$E_S = \frac{E_0}{\left[ 1 + 0.002 \frac{E_0}{\sigma_{i,Ed,ser}} \left( \frac{\sigma_{i,Ed,ser}}{f_y} \right)^n \right]} \quad (5)$$

## 5. CONCLUSIONS

This experimental investigation considers six experimental bending tests of 1.4301 austenitic stainless steel beams, made with RHS 150x100x5 cross-section. The beams are tested at three different temperature levels (500, 600 and 700 °C). The ultimate load for each beam (load-bearing) is compared with the expected elastic and plastic behaviour. The results are also compared with the SAFIR numerical model, considering the constitutive law from the next generation of the EN1993-1-2. The modified analytical method is also presented to determine the load-displacement behaviour of these beams at elevated temperatures.

## ACKNOWLEDGEMENT

Part of this research work was performed within the framework of the project "StaSteFi - Fire design of stainless steel members", PTDC/ECI-EGC/30655/2017, supported by the Portuguese Operational Programme "Competitividade e Internacionalização", in its FEDER/FNR component, and the Portuguese Foundation for Science and Technology (FCT), in its State Budget component (OE).



## REFERÊNCIAS

- CEN. (2005a). EN 1993-1-4:2006 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels. In *CEN- European Committee for Standardization*. CEN.
- CEN. (2005b). EN1993-1.2: 2005 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. In *CEN- European Committee for Standardization*. <https://doi.org/10.4324/9781315780320-29>
- CEN. (2020). prEN1993-1.2: 2020 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. In *CEN- European Committee for Standardization*. CEN.
- Franssen, J. M., & Gernay, T. (2017). Modeling structures in fire with SAFIR®: Theoretical background and capabilities. *Journal of Structural Fire Engineering*, 8(3), 300–323. <https://doi.org/10.1108/JSFE-07-2016-0010>
- Gardner, L., & Baddoo, N. R. (2006). Fire testing and design of stainless steel structures. *Journal of Constructional Steel Research*, 62(6), 532–543. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.09.009>
- Gardner, L., & Nethercot, D. A. (2004). Experiments on stainless steel hollow sections-Part 2: Member behaviour of columns and beams. *Journal of Constructional Steel Research*, 60(9), 1319–1332. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2003.11.007>
- Gardner, L., & Ng, K. T. (2006). Temperature development in structural stainless steel sections exposed to fire. *Fire Safety Journal*, 41(3), 185–203. <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2005.11.009>
- Huang, Y., & Young, B. (2018). Structural performance of cold-formed lean duplex stainless steel beams at elevated temperatures. *Thin-Walled Structures*, 129(February), 20–27. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2018.03.031>
- Lopes, N., Real, P. V., da Silva, L. S., & Franssen, J. M. (2010). Numerical modelling of thin-walled stainless steel structural elements in case of fire. *Fire Technology*, 46(1), 91–108. <https://doi.org/10.1007/s10694-009-0084-x>
- Mirambell, E., & Real, E. (2000). On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: An experimental and numerical investigation. *Journal of Constructional Steel Research*, 54(1), 109–133. [https://doi.org/10.1016/S0143-974X\(99\)00051-6](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(99)00051-6)
- Ng, K. T., & Gardner, L. (2007). Buckling of stainless steel columns and beams in fire. *Engineering Structures*, 29(5), 717–730. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.06.014>
- Nuno Lopes, Arrais, F., Real, P. V., Alves, M., Mesquita, L., & Piloto, P. (2021). Resistência mecânica de elementos em aço inoxidável a temperaturas elevadas. *12th Portuguese Congress on Experimental Mechanics (CNME2020)*.
- Pournaghshband, A., Afshan, S., & Theofanous, M. (2019). Elevated temperature performance of restrained stainless steel beams. *Structures*, 22(September), 278–290. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2019.08.015>
- Rasmussen, K. J. R., & Hancock, G. J. (1993). Design of Cold-Formed Stainless Steel Tubular Members. II: Beams. *Journal of Structural Engineering*, 119(8), 2368–2386. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1993\)119:8\(2368\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:8(2368))
- Real, E., & Mirambell, E. (2005). Flexural behaviour of stainless steel beams. *Engineering Structures*, 27(10), 1465–1475. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.04.008>
- Vila Real, P. M. M., Lopes, N., Simões da Silva, L., & Franssen, J. M. (2008). Lateral-torsional buckling of stainless steel I-beams in case of fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 64(11), 1302–1309. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2008.04.013>
- Xing, Z., Kucukler, M., & Gardner, L. (2021). Local buckling of stainless steel I-sections in fire: Finite element modelling and design. *Thin-Walled Structures*, 161(January), 107486. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2021.107486>
- Xing, Z., Zhao, O., Kucukler, M., & Gardner, L. (2021). Testing of stainless steel I-section columns in fire. *Engineering Structures*, 227(November 2020), 111320. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.111320>

# BENDING RESISTANCE OF STAINLESS STEEL BEAMS AT ELEVATED TEMPERATURES

Matheus Alves <sup>1</sup>, Luís Mesquita <sup>2</sup>, Paulo Piloto <sup>3</sup>, Nuno Lopes <sup>4</sup>, Flávio Arrais <sup>5</sup> & Paulo Vila Real <sup>6</sup>

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Brasil, [matheusa@alunos.utfpr.edu.br](mailto:matheusa@alunos.utfpr.edu.br)

<sup>2,5</sup> ISE, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, [Imesquita@ipb.pt](mailto:Imesquita@ipb.pt)

<sup>3</sup> LAETA - INEGI, Instituto Politécnico de Bragança, Portugal, [ppiloto@ipb.pt](mailto:ppiloto@ipb.pt)

<sup>4</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [nuno.lopes@ua.pt](mailto:nuno.lopes@ua.pt)

<sup>5</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [arraais.f@ua.pt](mailto:arraais.f@ua.pt)

<sup>6</sup> RISCO, Universidade de Aveiro, Portugal, [pvreal@ua.pt](mailto:pvreal@ua.pt)

## ABSTRACT

Structural stainless steel elements at elevated temperatures behave differently than structural carbon steels. To analyse this behaviour, a set of three-point bending tests on 150x100 RHS, Class 1 cross-section, stainless steel grade 1.4301 beams at elevated temperatures were conducted. Numerical modelling of these tests has been afterwards performed at the measured temperatures, achieving close approximation to observed experimental results.

Keywords: Bending resistance / Stainless steel / Elevated temperatures / Experimental tests

## 1. INTRODUCTION

Due to the increasing application of stainless-steel members in structures, considering the demanding in load carrying capacity, aesthetics and corrosion resistance, several investigations have been developed in beams and columns (Gardner and Baddoo, 2006). Regarding its fire behaviour, stainless steel offers superior strength and higher stiffness retention at elevated temperatures when compared to carbon steel. Research on stainless steel members under fire has been focusing on the development of new design formulas for beams and columns (Buchanan *et al.*, 2018) (Xing *et al.*, 2021), but still there is a lack of experimental evidence of the fire resistance of stainless steel members, in particular for beams.

## 2. EXPERIMENTAL BENDING TESTS

The material properties have been determined at normal temperature and at elevated temperatures (Lopes *et al.* 2021), using three specimens. The yield stress at room temperature is  $f_{0.2\%} = 382$  MPa, the ultimate stress is  $f_u = 743$  MPa and the Elastic modulus is  $E = 203$  GPa.

Temperature has been applied using the fire resistance furnace, following the standard heating curve and then keeping it constant during the incremental loading step. Thermocouples were used to measure the beam temperature at two points of the cross-sections and along the length of the beams. The load has been applied with a hydraulic jack applied at mid span, using the 3-point bending test configuration (see Fig. 1). A beam is deemed to have failed when it is no longer supporting the test load. The beams are deformed and all attained the local buckling deformed shape mode near the loading point following with high deformations near this region. The ultimate load has been determined as the first peak load. The tests continue until the maximum hydraulic load or displacement has been reached.

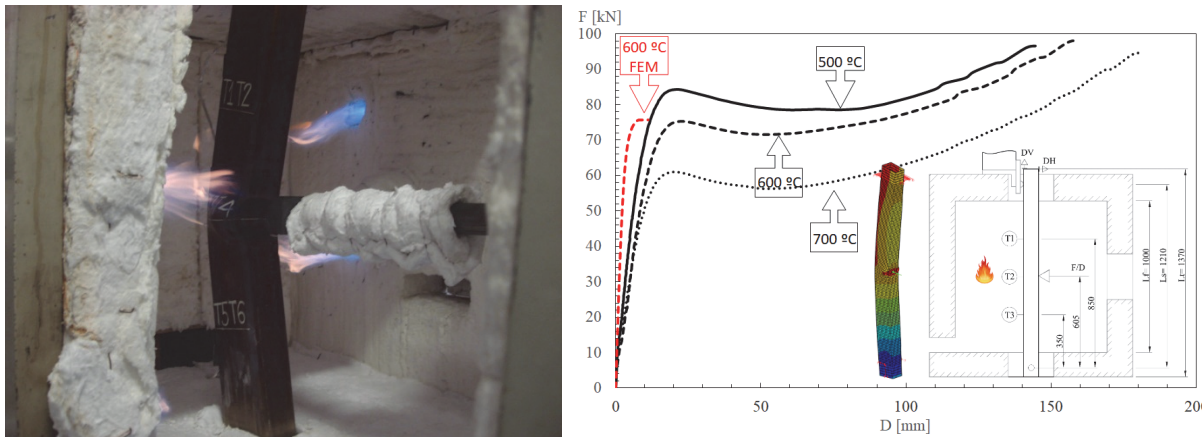


Fig. 1 – Stainless steel under bending tests.

### 3. NUMERICAL MODELLING

After applying the measured steel material properties at 600 °C (Lopes et al., 2021) a numerical modelling (FEM) of the tests was performed (Fig. 1), considering geometrical imperfections, with the finite element software SAFIR (Franssen and Gernay, 2017). An acceptable approximation to the experimental results was achieved as it is shown in Fig. 1 for the beam at 600 °C.

### 4. CONCLUSIONS

Similar load-displacement curves have been determined at elevated temperatures. The load bearing capacity and the stiffness decrease with temperature. From 500 °C to 600 °C there is a reduction of 10% in the loadbearing, while from 600 °C to 700 °C there is a reduction of 18%. The numerical modelling has provided close approximations to the obtained results. More experimental tests are being developed with numerical validation.

### REFERENCES

- Buchanan, C., Real, E. and Gardner, L. (2018) 'Testing, simulation and design of cold-formed stainless steel CHS columns', *Thin-Walled Structures*, 130(April), pp. 297–312. doi: 10.1016/j.tws.2018.05.006.
- Franssen, J.-M., Gernay, T., (2017) "Modelling structures in fire with SAFIR®: theoretical background and capabilities", *Journal of Structural Fire Engineering*.
- Gardner, L. (2007) 'Stainless steel structures in fire', *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, 160(3), pp. 129–138. doi: 10.1680/stbu.2007.160.3.129.
- Gardner, L. and Baddoo, N. R. (2006) 'Fire testing and design of stainless steel structures', *Journal of Constructional Steel Research*, 62(6), pp. 532–543. doi: 10.1016/j.jcsr.2005.09.009.
- Gardner, L. and Ng, K. T. (2006) 'Temperature development in structural stainless steel sections exposed to fire', *Fire Safety Journal*, 41(3), pp. 185–203. doi: 10.1016/j.firesaf.2005.11.009.
- Lopes, N., Arrais, F., Vila Real, P., Alves, M., Mesquita, L., Piloto, P. (2021) "Resistência mecânica de elementos em aço inoxidável a temperaturas elevadas", submitted to the 12º Congresso Nacional de Mecânica Experimental – CNME2020, Leiria, Portugal, 29 de setembro-1 de outubro.
- Xing, Z., Zhao O., Kucukler, M., Gardner, L. (2021) 'Testing of stainless steel I-section columns in fire', *Engineering Structures*, 227(November 2020). doi: 10.1016/j.engstruct.2020.111320.

# OPTIMIZAÇÃO MULTIOBJECTIVO USANDO O MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS NA MAQUINAGEM SUSTENTÁVEL DA LIGA Ti6Al4V

Sílvia Ribeiro Carvalho <sup>1</sup>, Ana Horovistiz <sup>2</sup>, J. Paulo Davim <sup>3</sup>

<sup>1</sup> TEMA, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro, Portugal, [sdrc@ua.pt](mailto:sdrc@ua.pt)

<sup>2</sup> TEMA, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro, Portugal, [horovistiz@ua.pt](mailto:horovistiz@ua.pt)

<sup>3</sup> TEMA, Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Aveiro, Portugal, [pdavim@ua.pt](mailto:pdavim@ua.pt)

## RESUMO

A liga Ti6Al4V é usada amplamente na indústria, contudo apresenta baixa maquinabilidade. A simulação da maquinagem através do MEF associada a técnicas de otimização permite selecionar condições de corte e, portanto, reduzir o número de ensaios experimentais a serem realizados. Neste trabalho foram desenvolvidos modelos numéricos em corte ortogonal considerando condições de refrigeração-lubrificação (abundante e MQL) e maquinagem a seco. A aplicação da ARG, permitiu definir condições de corte otimizadas que foram testadas experimentalmente e serviram na validação dos modelos numéricos desenvolvidos.

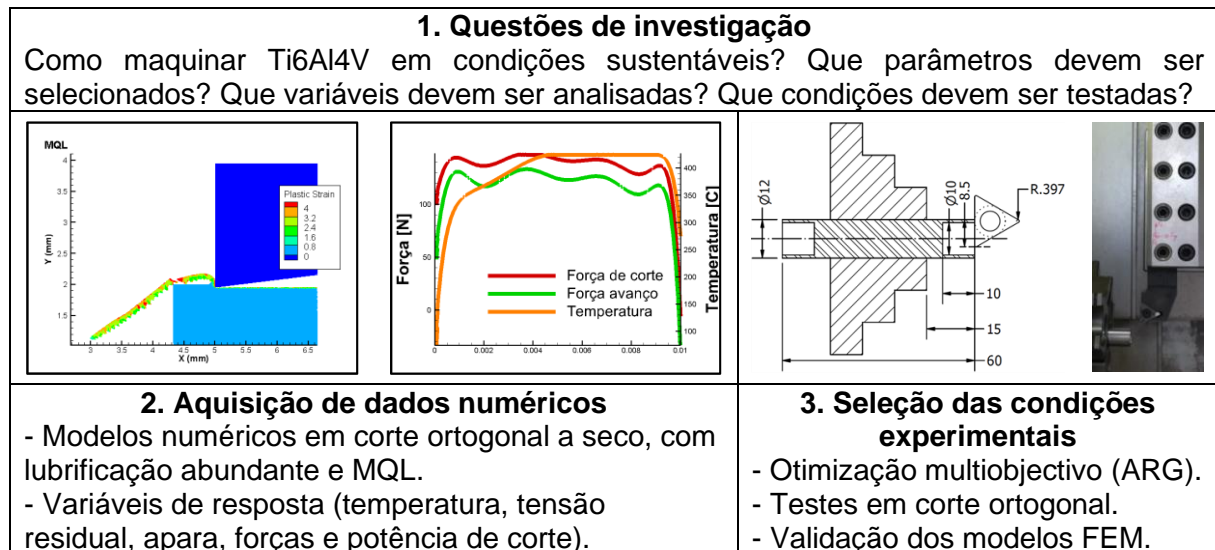
Palavras-chave: Método dos elementos finitos (MEF)/ Mínima quantidade lubrificante (MQL) / Análise Relacional de Grey (ARG)/ Ti6Al4V/ Corte ortogonal

## 1. INTRODUÇÃO

A liga Ti6Al4V é utilizada pela indústria aeroespacial e biomédica, no fabrico de componentes de alto valor acrescentado devido à sua resistência mecânica e anticorrosiva. Porém, a baixa condutividade térmica e resistência mecânica a alta temperatura, contribuem na redução da sua maquinabilidade (Pramanik, 2014). Para mitigar estes efeitos, fluidos de corte têm sido aplicados através de técnicas como a refrigeração abundante e MQL. Contudo, o impacto negativo que a refrigeração abundante tem no ambiente e na saúde pública, tem contribuído para o aumento da investigação de técnicas mais sustentáveis como MQL e a maquinagem a seco (Mane et al., 2019). O MEF, tem sido utilizado na avaliação da aplicação de técnicas de lubrificação-refrigeração na resposta gerada na maquinagem (Eltaggaz, 2019).

## 2. DESCRIÇÃO DO MÉTODO EXPERIMENTAL

Neste trabalho foram desenvolvidas simulações numéricas em corte ortogonal (2D) em maquinagem a seco, mas também, sob condições de lubrificação-refrigeração (refrigeração abundante e MQL) de acordo com os parâmetros da Tabela 1. Os modelos formulados em AdvantEdge permitiram estudar a resposta termomecânica em termos de tensão residual da peça, deformação da peça, temperatura, forças e potência de corte com o objetivo de entender se seria viável utilizar MQL em detrimento da refrigeração abundante, sem comprometer a maquinabilidade da liga. Utilizou-se uma técnica de otimização (ARG) para definir as condições que satisfaziam a função multiobjectivo (Fig. 1). Os parâmetros ótimos foram testados experimentalmente e os resultados recolhidos (forças de corte e aparas) serviram para a validação dos modelos numéricos.



**Fig. 1 – Metodologia numérica e experimental para otimização multiobjectivo.**

**Tabela 1 – Parâmetros experimentais e de simulação.**

Parâmetros corte	<b>Vc:</b> 30, 60, 90 m/min; <b>Avanço:</b> 0.05, 0.1, 0.15 mm/rev; <b>ap:</b> 1 mm
Pastilha	<b>Substrato:</b> WC-Co; <b>Geometria:</b> ângulo de saída 7°; ângulo de ataque 0°; raio da aresta de corte 20 µm
Parâmetros lubrificação refrigeração	<b>Abundante (emulsão mineral):</b> $h = 8.75E4 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ; <b>MQL (óleo vegetal):</b> $h = 486.5 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$ ; Velocidade do jato de fluido = 36.9 m/s

### 3. CONCLUSÕES

A utilização da ARG em associação ao MEF permitiu seleccionar condições de corte que contabilizaram a otimização de diversos aspetos do sistema tribológico, entre eles a peça, a apara, a ferramenta e a envolvente. Os parâmetros de lubrificação-refrigeração (da literatura) usados na criação dos modelos numéricos reproduziram com boa precisão as condições experimentais no que diz respeito à previsão das forças de corte e à formação de apara.

### AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem ao projeto nº 031556-FCT/SAICT/2017; “FAMASI – Fabrico por Maquinagem sustentável e Inteligente” financiando pela Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT), POCI, Portugal, para o TEMA – Centro de Tecnologia Mecânica e Automação – UID/SEM/00481/2013.

### REFERÊNCIAS

- Eltaggaz, A., 2019. Investigation of Sustainable Machining Strategies for Difficult-to-Cut Materials by. University of Guelph.
- Mane, S., Ramchandani, J., Marla, D., Joshi, S., 2019. Experimental investigation of oil mist assisted cooling on orthogonal cutting of Ti6Al4V, *Procedia Manufacturing*, 34, p.369–378.
- Pramanik, A., 2014. Problems and solutions in machining of titanium alloys, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 70(5–8), p.919–928.



# PORTO DE PENICHE: ENSAIOS EM MODELO FÍSICO DE UM TRECHO DO QUEBRA-MAR OESTE

*Ana Mendonça<sup>1</sup>, Conceição J.M.E. Fortes<sup>1</sup>, Rute Lemos<sup>1</sup>, Maria Graça Neves<sup>1</sup>, Rui Capitão<sup>1</sup>, Liliana Pinheiro<sup>1</sup>, César Costa<sup>1</sup>, Rui Reis<sup>1</sup>, Joana Simão<sup>1</sup>, Rosa Soares<sup>1</sup>*

<sup>1</sup> Núcleo de Portos e Estruturas Marítimas, LNEC, *amendonca@lnec.pt; jfortes@lnec.pt; rlemos@lnec.pt; gneves@lnec.pt; rcapitao@lnec.pt; lpinheiro@lnec.pt; ccosta@lnec.pt; rreis@lnec.pt; jsimao@lnec.pt; resoares@lnec.pt*

## RESUMO

Nesta comunicação descreve-se o conjunto de ensaios efetuados em modelo reduzido de um perfil do quebra-mar oeste do porto de Peniche. O objetivo destes ensaios é avaliar o impacto no espraçamento, no galgamento, nas pressões na superestrutura e na evolução do dano no talude do perfil, de diferentes condições de agitação marítima extremas designadamente as associadas a cenários de alteração climática.

Palavras-chave: Modelação física / agitação marítima / espraçamento / galgamento / superestrutura / dano / Peniche

## 1. INTRODUÇÃO

O projeto BSafe4Sea visa desenvolver, testar e comprovar o conceito de previsão do comportamento estrutural de quebra-mares de talude, que constitui a base de um sistema inovador de apoio à decisão. A utilização de fotografias aéreas obtidas com veículos aéreos não tripulados (VANT), de vídeo e de posicionamento via satélite (GNSS), juntamente com a avaliação probabilística do comportamento dos quebra-mares baseada em modelos físicos e numéricos, apoiarão o sistema de previsão a desenvolver. Os casos de estudo são os quebra-mares de talude oeste do porto de Peniche e do porto da Ericeira.

Neste âmbito, foram realizados ensaios bidimensionais de uma secção do porto de Peniche de modo a poder analisar a resposta da estrutura a diferentes estados de agitação incidentes, cujos resultados são fundamentais quer para a validação dos modelos numéricos empregues no sistema de previsão a desenvolver, quer para o desenvolvimento das formulações empíricas a si associadas. Neste trabalho descreve-se a instalação experimental, os diversos equipamentos de medição utilizados, o programa de ensaios realizado, a metodologia adotada e o tipo de resultados obtidos nos ensaios em modelo físico do quebra-mar de talude oeste do porto de Peniche.

## 2. DESCRIÇÃO

No canal de ondas irregulares n.º 1 do LNEC (COI1) representou-se, à escala 1:50, uma secção do tronco do quebra-mar oeste do porto de Peniche. Trata-se de um canal com 0.8 m de largura e 50 m de comprimento que tem implementado um sistema de retroação capaz de absorver, com o movimento da pá do batedor, as ondas refletidas pela estrutura testada. No que se refere ao protótipo, o manto protetor tem uma espessura de cerca de 4.0 m, sendo constituído por duas camadas de tetrápodes de 160 kN cujo talude se desenvolve com um



declive de 2:3, entre a cota de coroamento, a +8.0 m (ZH), e a cota de fundação, a -8.0 m (ZH), Fig. 1.

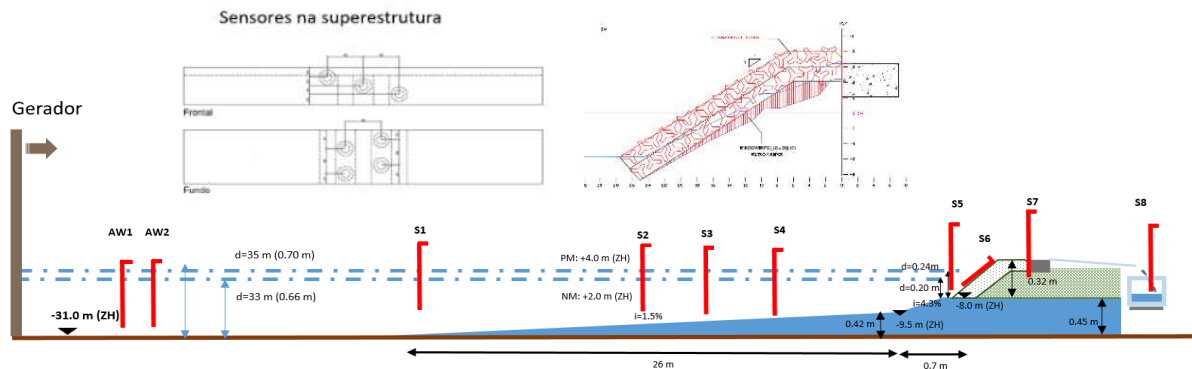


Fig. 1. Implantação do modelo no canal e características do perfil transversal ensaiado

Os estados de agitação gerados nos ensaios correspondem a uma zona com o fundo à cota -31.0 m (ZH), sendo a agitação marítima nessa zona do canal medida com as sondas AW1 e AW2, representadas na Fig. 1. Para a medição da propagação da agitação marítima utilizou-se um conjunto de 5 sondas, S1 a S5. Para a medição do espraiamento e do galgamento foram instaladas 3 sondas: S6 (paralela ao talude), S7 (no coroamento) e S8 (no reservatório dos galgamentos). Todas estas sondas eram do tipo resistivo, sendo as medições das sondas AW1 e AW2 efetuadas com frequência de aquisição de 40 Hz, e a das sondas S1 a S8 com 128 Hz. A balança digital instalada sob o reservatório de galgamento mediu o caudal galgado com frequência de aquisição de 1 Hz.

Para avaliar as forças exercidas pela ação da agitação marítima na superestrutura do molhe, foram colocados 7 sensores de pressão, 3 (Sp1 a Sp3) na face vertical da superestrutura exposta à agitação incidente, e os restantes 4 (Sp4 a Sp7) no fundo da superestrutura, Fig. 1. A frequência de aquisição considerada nestes sensores foi de 128 Hz.

A caracterização da evolução do dano foi realizada através do levantamento da envolvente do manto com o sensor de movimento Kinect, colocado cerca de 2.0 m acima do fundo do canal, Fig 2. Os levantamentos foram realizados sem água no canal, no início e no fim de cada série de ensaios, e com água no final de cada ensaio intermédio.



Fig. 2 – Levantamentos realizados com o sensor Kinect no início e no final de uma das séries de ensaio realizadas

## **AGRADECIMENTOS**

Este trabalho foi realizado no âmbito do projeto BSafe4Sea - Controlo da Segurança de Quebra-mares através da Análise de um Sistema de Previsão e Apoio à Decisão, Ref. PTDC/ECI-EGC/31090/2017, financiado pela FCT. Agradece-se ao Prof. Fernando Soares, da FCUL, o empréstimo do Kinect e aos colegas Maria João Henriques e Hugo Silva, do LNEC, a realização dos levantamentos do canal.

# OTIMIZAÇÃO DE EQUIPAMENTO DE USO EM CÂMARA LIMPA COM UTILIZAÇÃO DE SIMULAÇÃO GRÁFICA COMPUTACIONAL E PROTOTIPAGEM RÁPIDA

*Francisco Braga<sup>1</sup>, Daniel Gatões<sup>2</sup>, Carlos Moura<sup>2,3</sup>*

<sup>1</sup> DEMEC, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de São João del Rei, Brasil, franciscoestevanato@hotmail.com

<sup>2</sup> SEG-CEMMPRE, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra, Portugal, daniel.gatoes@uc.pt; cwmes@uc.pt

<sup>3</sup> DCMLP, Departamento de Computação e Mecânica de Leopoldina, Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, Brasil, cwmouraesilva@cefetmg.br

## RESUMO

A engenharia de materiais possui um papel de destaque na vanguarda do desenvolvimento de materiais avançados para resolver problemas de desgaste e corrosão. E para desenvolver esses materiais, muitas das vezes em escala nanométrica, se faz necessário a utilização de técnicas e equipamentos sofisticados que produzem revestimentos que são aplicados sobre os produtos acabados, o que confere a eles uma melhora nas propriedades triboquímicas e tribomecânicas. No Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra, para a realização desse tipo de atividade, há equipamentos de PVD que estão instalados numa câmara limpa com controle de humidade, temperatura e quantidade de partículas em suspensão, com acesso restrito ao pessoal habilitado. Diante desse cenário, será apresentado nesse trabalho uma estratégia de abordagem para buscar aumentar a produtividade desses equipamentos: o desenvolvimento de um dispositivo mecânico utilizando simulação gráfica computacional e prototipagem por FDM.

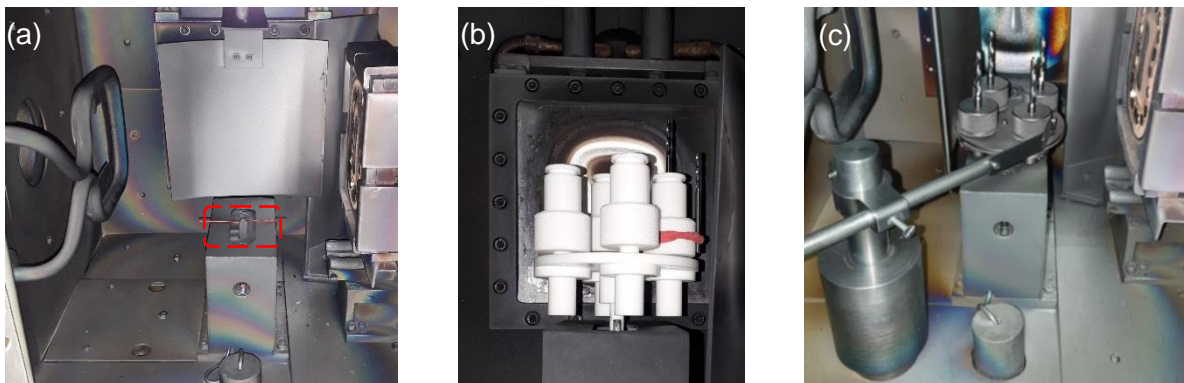
Palavras-chave: Simulação gráfica computacional / Prototipagem rápida / Câmara limpa

## 1. INTRODUÇÃO

Na busca por soluções de engenharia para situações de desgaste e corrosão, a engenharia de materiais tem um papel de destaque na vanguarda do desenvolvimento de materiais avançados, principalmente para aplicação na superfície de produtos acabados. E para desenvolver esses materiais, muitas das vezes revestimentos em escala nanométrica, se faz necessário a utilização de técnicas e equipamentos sofisticados que depositam esses materiais sobre esses produtos acabados, o que confere a eles uma melhora das suas propriedades triboquímicas e tribomecânicas. No Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade de Coimbra – DEM/UC, para a realização desse tipo de atividade, há dois equipamentos de deposição física de vapor (PVD - Physical Vapor Deposition): um da marca Edwards e outro da marca Hartec, ambos instalados numa câmara limpa com controlo de humidade, temperatura e quantidade de partículas em suspensão, o que torna mais complexa qualquer atividade de intervenção nos equipamentos que demande a movimentação de pessoal. Diante desse cenário (i) e da necessidade de aumentar a capacidade de produção de revestimentos (ii), foi desenvolvido um dispositivo mecânico para o equipamento Hartec utilizando simulação gráfica computacional e prototipagem por FDM (Fused Deposition Modeling), antes da sua fabricação em metal e testes no equipamento dentro da câmara limpa.

## 2. DESCRIÇÃO

O dispositivo mecânico apresentado nesse trabalho foi uma demanda de otimização para o equipamento Hartec, Fig. 1a. Esse equipamento é constituído por uma câmara de deposição, um sistema de vácuo e um sistema de manipulação de gases. A câmara de deposição consiste num cubo de aço inoxidável de 400x400x400 mm com um cátodo junto a uma das paredes, arrefecido a água, com possibilidade de regulação da sua distância em relação ao porta-substratos que se encontra no centro da câmara de deposição, Fig. 1a. O dispositivo desenvolvido, Fig. 1b, foi idealizado considerando as especificidades da técnica de deposição e das restrições apresentadas pelo equipamento: temperatura de trabalho (150°C), descarga elétrica, região de trabalho (Fig. 1a), restrição de movimento e de insumos (materiais não magnéticos). O carrossel, Fig. 1c, será fixado num eixo de  $\varnothing 4$  mm (Fig. 1a) que está fixado no eixo de um motor elétrico pré-existente no equipamento. Esse carrossel, fabricado com partes em alumínio e teflon, deverá permitir que quatro porta amostras possam girar: (1) em torno do eixo do motor e (2) em torno do seu próprio eixo, Fig. 1c. Para a produção desse protótipo foi utilizado PETG e duas diferentes estratégias: (1) conjuntos separados de peças e (2) sistemas combinados para as zonas sujeitas a rotação diferenciada. Para tal, uma impressora Prusa MK3S foi utilizada e a funcionalidade da solução verificada, Fig. 1b.



**Fig. 1 – Equipamento de Deposição Hartec: em destaque, região onde será instalado o carrossel (a). Carrossel: conceito (b) e montagem no equipamento (c).**

## 3. CONCLUSÕES

A fabricação aditiva, nomeadamente a técnica de FDM, mostra-se como uma ferramenta versátil para prototipagem rápida com capacidade de processar efetivamente componentes mecânicos com elevada qualidade e concordância com os sistemas reais, aliada ao baixo custo de processamento, sem prejuízo na solução final utilizada, conduzindo a sistemas mais inovadores. Após os testes de funcionalidade do protótipo em oficina, foi verificada a necessidade de se fazer ajustes no mesmo antes dos testes no equipamento. Aprovado o protótipo em copolímero PETG, o carrossel foi fabricado com partes em alumínio e teflon e colocado em serviço no laboratório de deposição do DEM/UC.

## REFERÊNCIAS

- Ferreira, F.E.S. 2013. Pulverização catódica magnetrão com impulsos de alta potência (HiPIMS) em modo DOMS, Tese de Mestrado, Universidade de Coimbra.
- Turner, B.N. Strong, R, Gold, S.A. 2014. A review of melt extrusion additive manufacturing processes: I. Process design and modeling. *Rapid Prototyping Journal*. <https://doi.org/10.1108/RPJ-01-2013-0012>.

## UTILIZAÇÃO DE ENSAIOS DINÂMICOS NA AVALIAÇÃO DA SEGURANÇA DE ESTRUTURAS: CASO DE ESTUDO

Roberto Laranja <sup>1</sup>, Ana Carreira <sup>2</sup> & João M. C. Estêvão <sup>3</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Engenharia Civil, ISE, Universidade do Algarve, Portugal, rlaranja@ualg.pt

<sup>2</sup> Departamento de Engenharia Civil, ISE, Universidade do Algarve, Portugal, ascarrei@ualg.pt

<sup>3</sup> Departamento de Engenharia Civil, ISE, Universidade do Algarve, Portugal, jestevao@ualg.pt



### RESUMO

A vibração induzida por máquinas rotativas é um problema que pode afetar o regular funcionamento de um sistema estrutural bem como o conforto dos utilizadores expostos, dado que o ser humano é sensível às vibrações, designadamente quando são ultrapassados determinados níveis de aceleração. Isso pode originar a sensação de desconforto e problemas de saúde, pelo que é da maior importância a medição desses níveis de vibração. Além disso, a vibração continuada poderá originar fenómenos de fadiga nos sistemas estruturais.

Neste trabalho, é apresentado um caso de estudo onde é ilustrada a utilização de ensaios dinâmicos *in situ*, nomeadamente como forma de apoio à realização da avaliação da segurança última e em serviço de um edifício industrial em betão armado, que apresentava indícios de existirem anomalias estruturais, e onde os trabalhadores sentiam as vibrações induzidas pelas máquinas da fábrica.

Palavras-chave: Testes dinâmicos / Segurança estrutural / Vibração mecânica / Perceção humana

## 1. INTRODUÇÃO

O presente caso de estudo incide sobre parte de um edifício industrial com dois pisos, apresentando estrutura em betão armado, cujo projeto é datado de 1982. Sobre a laje de piso estão assentes máquinas de impressão de circuitos eletrónicos, a ar comprimido, e fornos com motores rotativos, que, para além das cargas estáticas, também impõem vibração à laje (CEN 2006). Neste contexto, a problemática da exposição humana às vibrações deverá merecer especial atenção, pois além de serem particularmente desagradáveis para os trabalhadores, também podem gerar fenómenos de ressonância no corpo humano e conduzir a problemas de saúde, em situações de exposição prolongada por vários anos (Azevedo e Patrício, 2001).

Com vista à identificação da origem do problema, e correspondente solução, foi realizada uma campanha de medições *in situ* do nível de vibração, complementado por um estudo numérico, cujos resultados se apresentam em seguida.

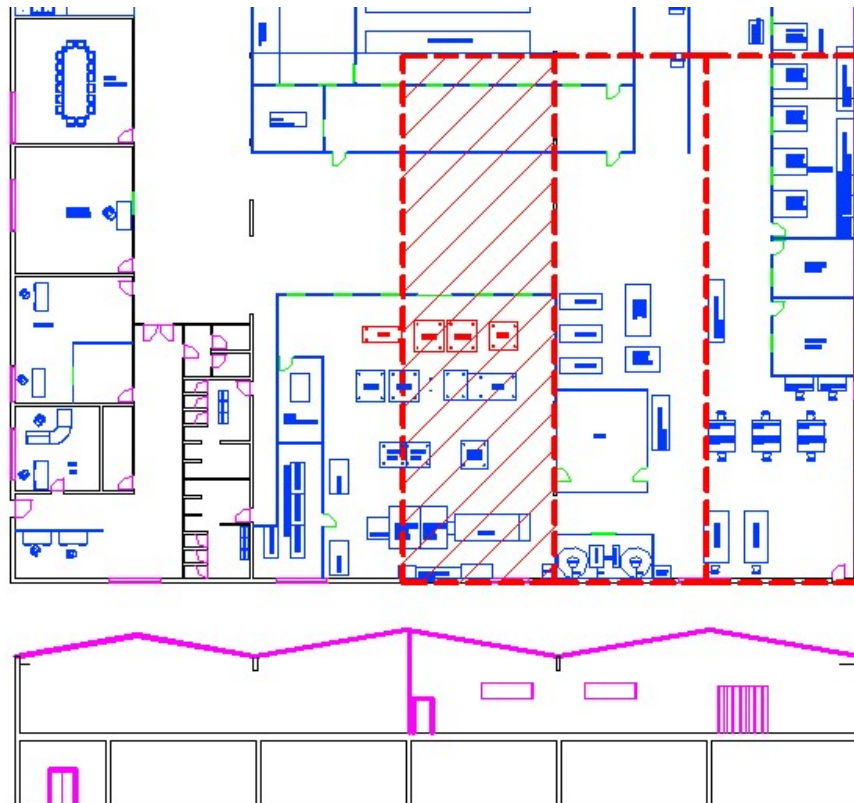
## 2. CASO DE ESTUDO

### 2.1. Descrição da estrutura

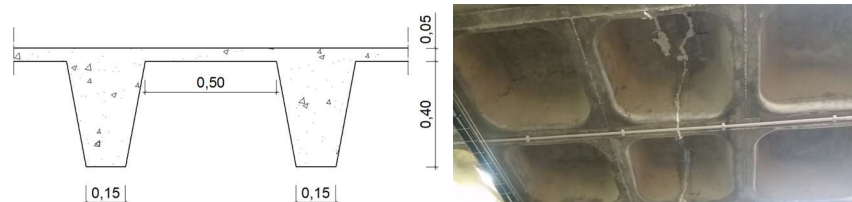
O painel de laje analisado é um de três painéis do piso intermédio do edifício, que constituem um dos módulos da fábrica, e que estão separados por juntas de dilatação. Cada painel tem vãos de 8.65 m por 30.00 m (Fig. 1). Em todo o seu perímetro, e nos apoios intermédios, a laje assenta em paredes resistentes de betão armado com 0.15 m de espessura.

Trata-se duma laje fungiforme, aligeirada, com uma espessura total de 0.45 m. As nervuras, com largura variável entre 0.15 m na face inferior e 0.30m no topo, têm afastamento, entre eixos e em ambas as direções, de 0.80 m. A espessura da lajeta de compressão é de 0.05 m (Fig. 2). Junto aos apoios, nas paredes resistentes, existem bandas maciças, com os 0.45 m de espessura, com larguras entre os 0.30 m e os 0.35 m.





**Fig. 1 – Planta parcial do piso e corte do armazém, com a localização da laje e do painel analisado**

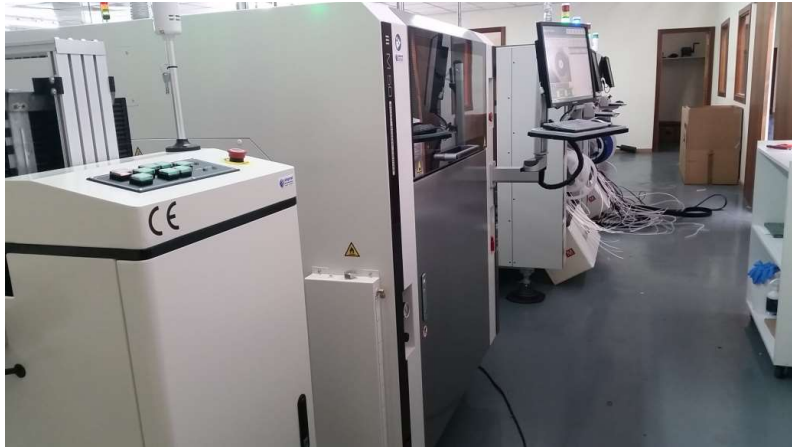


**Fig. 2 – Laje existente: representação em corte e aspeto da face inferior**

## 2.2. Anomalias Existentes

Existem relatos de vibração da laje sentida por parte dos funcionários da empresa, que referem ser mais intensa e perceptível desde a instalação da quarta e última linha de equipamentos (Fig.3), representada a vermelho na Fig. 1.

Foi possível também observar a existência de alguma fissuração na superfície do pavimento, sobre a laje, nas zonas em que esta se apoia nas paredes estruturais do piso térreo (Fig. 4). Segundo os funcionários da empresa estas fissuras agravaram-se após a instalação da última linha de equipamentos. Não foi possível aceder e inspecionar a face inferior do painel da laje analisado.



**Fig. 3 – Aspeto da última linha (linha 4) de equipamentos instalada**



**Fig. 4 – Fissura na face superior da laje analisada**

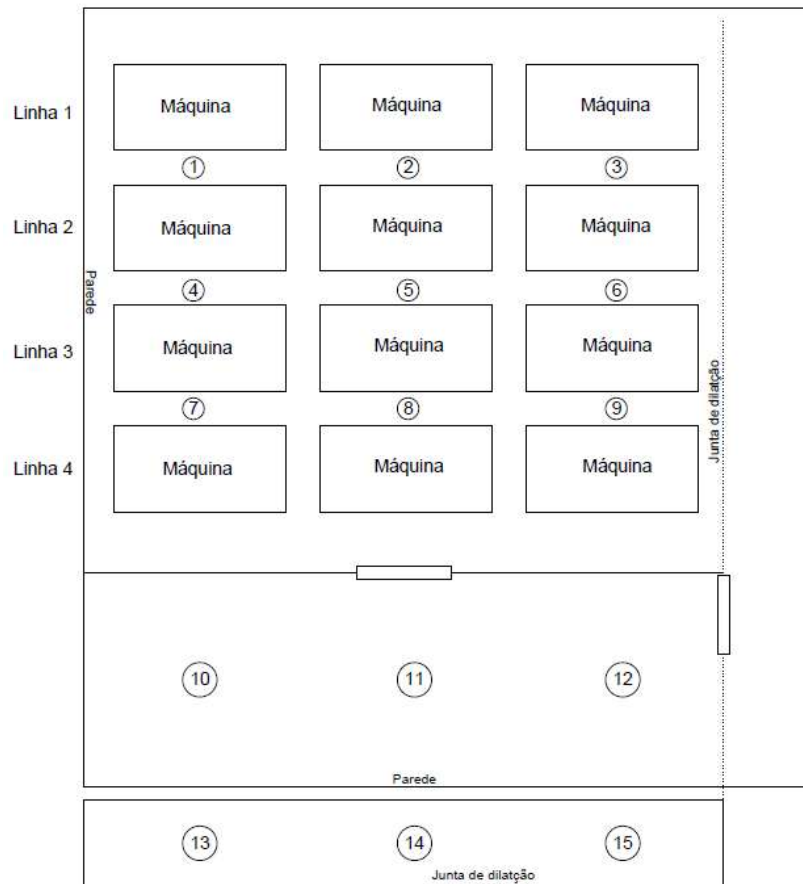
### **3. INTRODUÇÃO**

Foram realizados ensaios de vibração forçada na laje, com o objetivo de avaliar a segurança da estrutura e o conforto dos trabalhadores. As vibrações impostas pelo funcionamento dos equipamentos mecânicos assentes na laje foram registadas em vários pontos, com recurso a um acelerómetro Wilcoxon modelo 793LE e um analisador de dados tipo CSI modelo 2140Ex nº B2140130187.

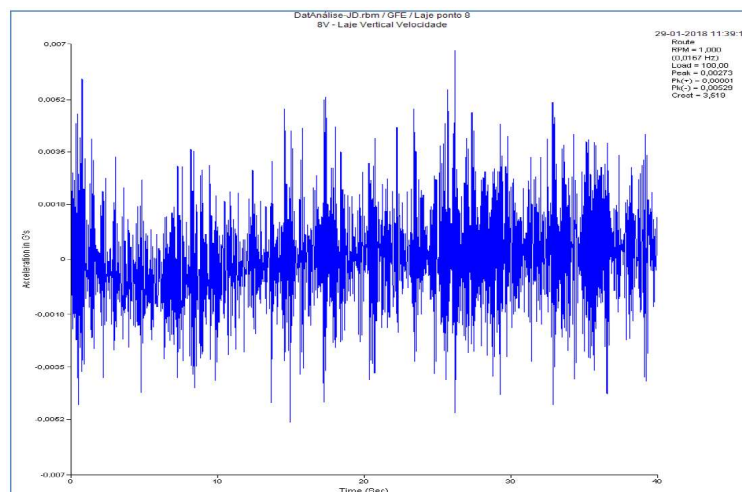
Os registos dos ensaios foram analisados, em termos de gama de frequências de interesse e níveis de vibração.

#### **3.1. Descrição dos ensaios**

A caracterização da vibração da laje foi realizada através do registo do nível global de velocidade e dos espetros de frequência nos 15 pontos identificados na Fig. 5. Na Fig. 6 exemplifica-se um dos registos obtidos.



**Fig. 5 – Fissura na face superior da laje analisada**



**Fig. 6 – Fissura na face superior da laje analisada**

As medições foram realizadas para quatro casos de funcionamento dos equipamentos mecânicos, instalados em linhas, os quais corresponderam a: i) registos nos 15 pontos com todas as máquinas a funcionar; ii) registos nos pontos 5 e 11 com as máquinas da linha 4

desligadas; iii) registos nos pontos 5 e 11 com as máquinas da linha 2 desligadas e iv) registos nos pontos 5 e 11 com todas as máquinas desligadas.

### 3.2. Análise dos resultados

Pela análise dos resultados correspondentes às medições realizadas, constata-se que os espetros de velocidade evidenciam uma concentração da energia do sinal na gama de frequências, entre os 5 Hz e os 20 Hz, verificando-se, no entanto, em alguns registos que existe ainda alguma energia de vibração até à frequência de aproximadamente 40 Hz.

Na Tabela 1 apresentam-se os resultados dos ensaios realizados, em termos de velocidade global de vibração, para cada um dos casos de funcionamento dos equipamentos mecânicos

**Tabela 1 – Valores de velocidades globais de vibração da laje ( $V_{RMS,global}$  em mm/s)**

Ponto de registo	Todas as máquinas a funcionar	Máquinas da linha 4 desligadas	Máquinas da linha 2 desligadas	Todas as máquinas desligadas
1	0,242	---	---	---
2	0,435	---	---	---
3	0,186	---	---	---
4	0,223	---	---	---
5	0,463	0,156	0,139	0,053
6	0,231	---	---	---
7	0,161	---	---	---
8	0,382	---	---	---
9	0,237	---	---	---
10	0,385	---	---	---
11	0,408	0,180	0,144	0,047
12	0,264	---	---	---
13	0,236	---	---	---
14	0,355	---	---	---
15	0,229	---	---	---

Pela análise da Tabela 1 observa-se que:

- A maior intensidade de vibração surge a meio vão da laje, nos pontos de registo 5 e 11;

- A velocidade máxima de vibração com todos os equipamentos a funcionar toma o valor 0,463 mm/s, observando-se uma redução significativa da vibração da laje quando as máquinas de uma das linhas de impressão estão desligadas;
- Na situação de funcionamento simultâneo das máquinas das linhas 1, 2 e 3 (linha 4 desligada) a velocidade global máxima de vibração é 0,180 mm/s, o que corresponde a cerca de 40% da vibração da laje quando estão todos os equipamentos a funcionar;
- No caso de funcionamento das máquinas das linhas 1, 3 e 4 (linha 2 desligada) a velocidade máxima de vibração é 0,144 mm/s, o que corresponde a cerca de 30% da vibração da laje quando as máquinas estão todas a funcionar.

Dos registos de vibração realizados para os distintos casos de funcionamento dos equipamentos é possível referir que, com as máquinas da linha 2 desligadas, verifica-se uma redução significativa dos níveis de vibração impostos na laje.

A problemática da exposição humana à vibração deverá merecer atenção pois além de serem particularmente desagradáveis para os trabalhadores, podem gerar ressonâncias no corpo humano e conduzir a problemas de saúde, em situações de exposição prolongada por vários anos. Para a laje em estudo, e de acordo com os limites dos critérios do Laboratório Nacional de Engenharia Civil (LNEC) (Azevedo e Patrício, 2001), a velocidade de vibração registada na situação das máquinas estarem todas em funcionamento ( $V_{RMS,global} = 0,463$  mm/s) pode provocar incómodo nos trabalhadores, podendo mesmo afetar as suas condições de trabalho. Nas situações em que as máquinas de impressão de uma das linhas estão desligadas, mantendo-se a funcionar as máquinas das restantes três linhas ( $V_{RMS,global} = 0,180$  mm/s) e ( $V_{RMS,global} = 0,144$  m/s), de acordo com referidos os critérios LNEC, a vibração apesar de perceptível para os trabalhadores é suportável para pequenas durações.

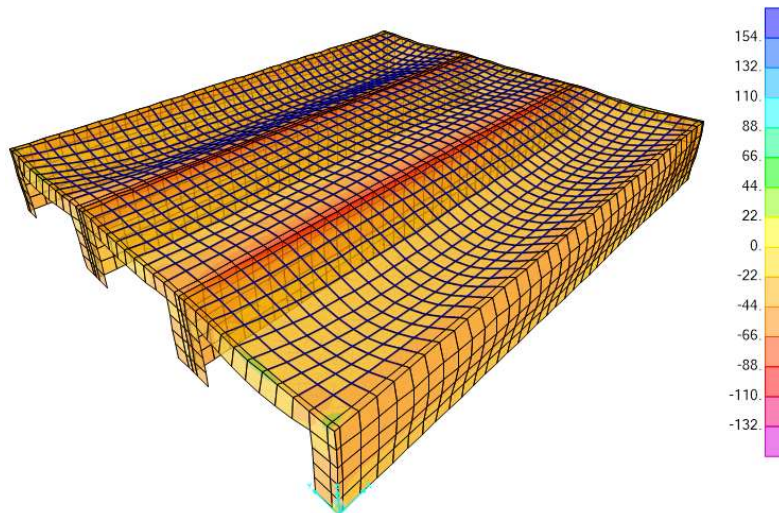
Desta análise poderá referir-se que, em termos de exposição dos trabalhadores e de efeitos na estrutura, a situação em que as máquinas da linha 2 estão desligadas, funcionando simultaneamente apenas as máquinas das linhas 1, 3 e 4 é a mais favorável. Com esta combinação os níveis de vibração são cerca de 70% inferiores aos níveis que se registaram com as máquinas todas a funcionar.

#### **4. ANÁLISE ESTRUTURAL DA LAJE**

Também foi realizada a análise estática e dinâmica da estrutura, com recurso ao programa SAP2000 (CSI 2015), usando as características dos materiais previstas no projeto original, que foram o betão da classe B180 e aço da classe A40T, de acordo com a regulamentação



em vigor naquela data. A deformada obtida no contexto da análise estática realizada, representada sobre a malha de elementos finitos que foi adotada no presente estudo, está apresentada na Fig. 7.



**Fig. 7 – Deformada da estrutura obtida da análise estática**

No contexto da análise modal realizada, foram obtidos 20 modos de vibração, que se julgaram suficientes para a avaliação da segurança da laje, designadamente por cobrirem as frequências de interesse da laje, atendendo aos resultados obtidos nos ensaios.

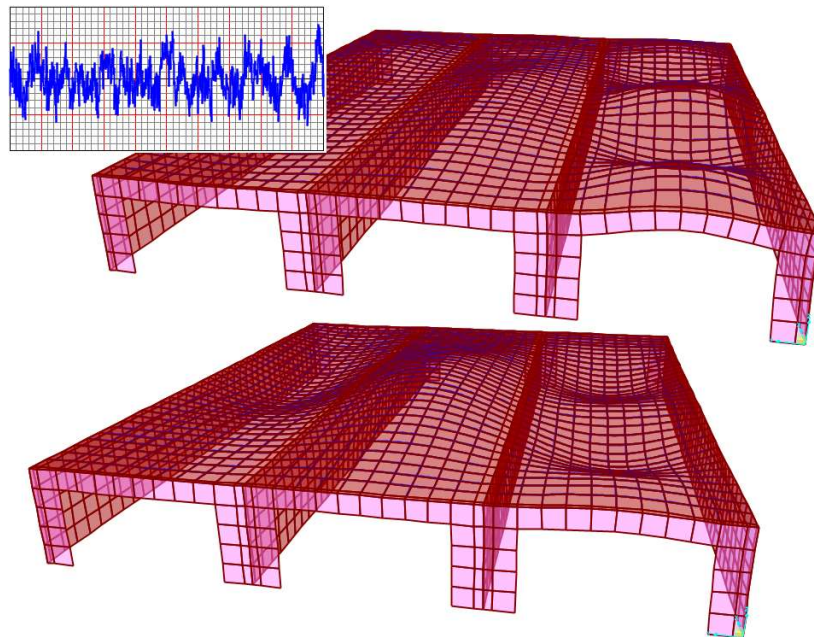
Em seguida, foi realizada uma análise dinâmica linear temporal, usando um acelerograma gerado de forma estocástica, cujo espectro de resposta é aproximadamente constante a partir de 1 Hz. Esta aceleração foi ajustada tendo em atenção as máximas acelerações obtidas nas lajes durante os ensaios realizados. A aceleração foi introduzida de duas formas:

- considerando uma aceleração vertical a afetar a laje de forma geral;
- de forma a gerar forças de inércia pontuais nos apoios das máquinas de impressão.

Os resultados evidenciam deformadas que se ajustam aos pontos onde a vibração é mais perceptível pelos utentes (Fig. 8).

Contudo, os esforços obtidos com este nível de vibração são relativamente pequenos e não parecem ser, por si só, a origem das fendas surgidas na camada de enchimento da laje, e não parecem comprometer a segurança última da estrutura. No entanto, estas vibrações em conjunto com elevadas sobrecargas existentes na laje, irão originar o agravamento do estado de tensão na laje, podendo induzir fenómenos de fadiga material a médio/longo prazo.





**Fig. 9 – Configurações deformadas da laje quando sujeita a um conjunto de forças de inércia nos apoios dos equipamentos mecânicos, em dois instantes diferentes, que ilustram os efeitos sentidos pelos utentes da laje**

## 5. DISCUSSÃO DE RESULTADOS

No âmbito deste estudo realizou-se uma campanha de medições que consistiu no registo dos níveis de vibração em vários pontos da laje, gerados por diferentes combinações de funcionamento dos equipamentos assentes na mesma: funcionamento simultâneo das máquinas das quatro linhas e funcionamento simultâneo das máquinas de apenas três linhas.

Pela análise dos registos dos níveis de vibração obtidos e sua comparação com os critérios estabelecidos pelo LNEC, em termos de exposição dos trabalhadores, é possível tecer as seguintes considerações:

- É provável que o funcionamento simultâneo de todas as máquinas de impressão instaladas na laje provoque incómodo nos trabalhadores, podendo mesmo afetar as suas condições de trabalho;
- Com as máquinas de impressão de uma das linhas desligadas, mantendo-se a funcionar as máquinas das restantes três linhas, verifica-se uma redução significativa dos níveis de vibração impostos na laje face à situação anterior. Das combinações ensaiadas, a mais favorável em termos de conforto humano corresponde ao funcionando simultâneo das máquinas das linhas 1, 3 e 4, mantendo desligadas as máquinas da linha 2. Nesta situação,

é provável que a vibração gerada seja perceptível para os trabalhadores expostos, mas suportável para durações não muito longas.

Da análise dinâmica realizada com o nível de aceleração registado *in situ*, é possível concluir que as vibrações induzidas pelas máquinas não provocam um acréscimo significativo de esforços na laje.

Contudo, a combinação desta ação dinâmica com as ações estáticas (correspondentes aos pesos das máquinas e demais sobrecargas), pode explicar os danos observados na face superior da laje, junto aos apoios, em virtude dos momentos fletores negativos serem muito elevados para a reduzida dimensão da zona maciça de laje nos apoios, e dimensões das nervuras.

Nesta situação, vibrações provocadas pelos equipamentos em conjunto com elevadas sobrecargas na laje, irão originar o agravamento do estado de tensão na laje, podendo induzir fenómenos de fadiga material a médio/longo prazo. A redução das vibrações, com a anulação do funcionamento dos equipamentos da linha 2, por exemplo, contribuirá para reduzir este risco.

## 6. CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos, foi possível concluir que os níveis de vibração mecânica não eram suficientes para originar os danos estruturais observados, embora fossem um motivo do seu agravamento. Contudo, em relação ao desconforto reportado pelos trabalhadores da fábrica, os resultados indicaram que o funcionamento em simultâneo de todas as linhas de produção poderia afetar as suas condições de segurança e saúde no trabalho, designadamente a médio/longo prazo. O estudo permitiu identificar qual dessas linhas é que mais contribuía para o agravamento das condições de trabalho, de modo a minimizar o risco dos trabalhadores e o impacto na produção da fábrica, e ilustra a importância da realização dos ensaios *in situ* na identificação dos problemas.

## REFERÊNCIAS

- CEN 2006, EN 1991-3:2006. Eurocode 1 - Actions on structures - Part 3: Actions induced by cranes and machinery.
- Computers & Structures, I. 2015. SAP 2000 – Structural Software for Analysis and Design. V18. Berkeley.
- Schiappa de Azevedo, F., and Patrício, J., 2001, Vibrações Ambientais. Critérios de Danos e de Incomodidade. Actualidade e Perspectivas Futuras, XXXII Congresso Nacional de Acústica, Tecnicacústica 2001, pp. 1–9. Rioja, Espanha.

# UTILIZAÇÃO DE ENSAIOS DINÂMICOS NA AVALIAÇÃO DA SEGURANÇA DE ESTRUTURAS: CASO DE ESTUDO

Roberto Laranja <sup>1</sup>, Ana Carreira <sup>2</sup> & João M. C. Estêvão <sup>3</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Engenharia Civil, ISE, Universidade do Algarve, Portugal, rlaranja@ualg.pt

<sup>2</sup> Departamento de Engenharia Civil, ISE, Universidade do Algarve, Portugal, ascarrei@ualg.pt

<sup>3</sup> Departamento de Engenharia Civil, ISE, Universidade do Algarve, Portugal, jestevao@ualg.pt

## RESUMO

As questões relacionadas com a manutenção e conservação de edifícios existentes têm ganho uma importância cada vez maior. Neste contexto, é importante a utilização em paralelo de métodos numéricos de análise estrutural com a realização de ensaios *in situ*. Isto permite a realização da avaliação da segurança das construções existentes, designadamente com vista ao estudo de eventuais medidas de reforço, assim como para efeitos da manutenção do imóvel ou da avaliação das condições de utilização. A vibração induzida por máquinas rotativas é um problema que pode afetar o regular funcionamento de um sistema estrutural bem como o conforto dos utilizadores expostos, dado que o ser humano é sensível às vibrações, quando são ultrapassados determinados níveis de aceleração. Isso pode originar a sensação de desconforto e problemas de saúde, pelo que é da maior importância a medição desses níveis. Além disso, a vibração continuada poderá originar fenómenos de fadiga nos sistemas estruturais.

Neste trabalho, é apresentado um caso de estudo onde é ilustrada a utilização de ensaios dinâmicos *in situ*, como forma de apoio à realização da avaliação da segurança última e em serviço de um edifício industrial em betão armado, que apresentava indícios de existirem anomalias estruturais, e onde os trabalhadores sentiam as vibrações induzidas pelas máquinas da fábrica.

Palavras-chave: Testes dinâmicos / Segurança estrutural / Vibração mecânica / Perceção humana

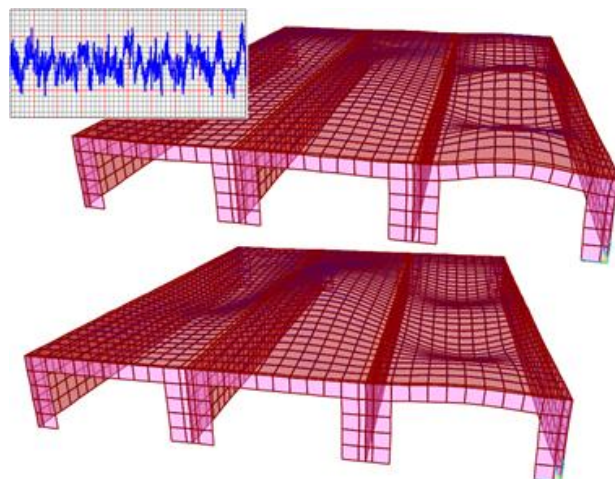
## 1. INTRODUÇÃO

O presente caso de estudo incide sobre parte de um edifício industrial com dois pisos, apresentando estrutura em betão armado, cujo projeto é datado de 1982. Sobre esta laje estão assentes máquinas de impressão de circuitos eletrónicos, a ar comprimido, e fornos com motores rotativos, que, para além das cargas estáticas, também impõem vibração à laje (CEN 2006). Neste contexto, a problemática da exposição humana às vibrações deverá merecer especial atenção, pois além de serem particularmente desagradáveis para os trabalhadores, também podem gerar fenómenos de ressonância no corpo humano e conduzir a problemas de saúde, em situações de exposição prolongada por vários anos (Azevedo e Patrício, 2001).

## 2. DESCRIÇÃO

O painel de laje analisado é um de três painéis do piso intermédio do edifício, que constituem um dos módulos da fábrica, e que estão separados por juntas de dilatação. Cada painel tem vãos de 8.65 m por 30.00 m. Em todo o seu perímetro, e nos apoios intermédios, a laje assenta

em paredes resistentes de betão armado com 0.15 m de espessura. Foi realizada a análise estática e dinâmica da estrutura (Fig. 1), com recurso ao programa SAP2000 (CSI 2015), usando as características dos materiais previstas no projeto original, que foram o betão da classe B180 e aço da classe A40T, de acordo com a regulamentação em vigor naquela data.



**Fig. 1 – Configurações deformadas da laje quando sujeita a um conjunto de forças de inércia nos apoios dos equipamentos mecânicos, em dois instantes diferentes, que ilustram os efeitos sentidos pelos utentes da laje**

Também foram realizados ensaios de vibração forçada na laje, com o objetivo de avaliar a segurança da estrutura e o conforto dos trabalhadores, em paralelo com as análises numéricas. As vibrações impostas pelo funcionamento dos equipamentos mecânicos assentes na laje foram registadas em vários pontos, com recurso a um acelerómetro Wilcoxon modelo 793LE e um analisador de dados tipo CSI modelo 2140Ex nº B2140130187. Os registos dos ensaios foram analisados, em termos de gama de frequências de interesse e níveis de vibração.

### 3. CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos, foi possível concluir que os níveis de vibração mecânica não eram suficientes para originar os danos estruturais observados, embora fossem um motivo do seu agravamento. Contudo, em relação ao desconforto reportado pelos trabalhadores da fábrica, os resultados indicaram que o funcionamento em simultâneo de todas as linhas de produção poderia afetar as suas condições de segurança no trabalho, designadamente a médio/longo prazo. O estudo permitiu identificar qual dessas linhas é que mais contribuía para o agravamento das condições de trabalho, de modo a minimizar o risco dos trabalhadores e o impacto na produção da fábrica.

### REFERÊNCIAS

- CEN 2006, EN 1991-3:2006. Eurocode 1 - Actions on structures - Part 3: Actions induced by cranes and machinery.
- Computers & Structures, I. 2015. SAP 2000 – Structural Software for Analysis and Design. V18. Berkeley.
- Schiappa de Azevedo, F., and Patrício, J., 2001, Vibrações Ambientais. Critérios de Danos e de Incomodidade. Actualidade e Perspectivas Futuras, XXXII Congresso Nacional de Acústica, Tecniacústica 2001, pp. 1–9. Rioja, Espanha.

## MODELAÇÃO DINÂMICA DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA

*Batista, F. C.<sup>1,2</sup>*

<sup>1</sup> Escola Superior de Tecnologia e Gestão, Politécnico de Leiria, Leiria, Portugal

<sup>2</sup> Centro para o Desenvolvimento Rápido e Sustentado de Produto, Politécnico de Leiria, Marinha Grande, Portugal

[fernando.batista@ipleiria.pt](mailto:fernando.batista@ipleiria.pt);



### RESUMO

Pretende-se identificar numericamente uma junta aparafusada através de uma abordagem dinâmica, avaliando as respostas experimentais e os resultados obtidos pelas respostas de um conjunto de modelos de elementos finitos desenvolvido num programa comercial.

É feita a avaliação do melhor modelo fazendo uma comparação direta com as respostas dinâmicas obtidas experimentalmente. Esta comparação é quantificada por técnicas de correlação de funções de resposta em frequência (FRF) entre as respostas experimentais e as respostas simuladas numericamente.

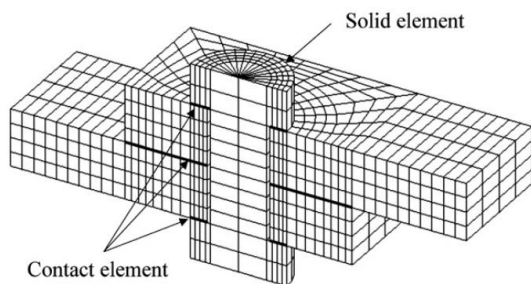
Os modelos terão em conta o cone de aperto, gerado pela pretensão de uma ligação aparafusada simples, e as duas superfícies das duas vigas que fazem parte da ligação.

Palavras-chave: junta aparafusada / FRF / correlação / ligação / modelo / Elementos Finitos

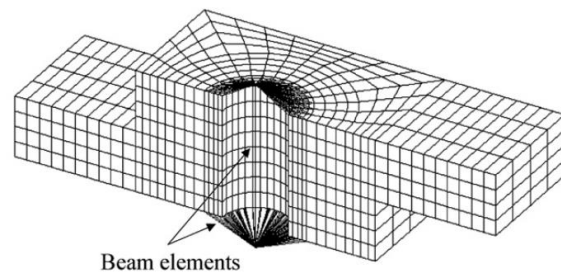


## 1. INTRODUÇÃO

Na literatura encontramos muitos trabalhos que tentam criar modelos mais ou menos complexos de juntas aparafusadas. Há modelos estruturais 3D complexos do parafuso (exemplo, Figura 1) que tem como preocupação caracterizar a rigidez e/ou a resistência estrutural da ligação (por exemplo: Wileman *et al.* 1991, Ireman 1998, Kim *et al.* 2007, Wang *et al.* 2017). Por outro lado, temos modelos mais simples constituídos por um conjunto de vigas ligadas às extremidades de uma viga central (exemplo, Figura 2) utilizada por varos autores (por exemplo: Kim *et al.* 2007, Giannella *et al.* 2021) e que recentemente também é usado em módulos gráficos nos softwares de elementos finitos comerciais mais avançados.



**Figura 1 – Modelo 3D, Kim *et al.* 2007**



**Figura 2 – Modelo de vigas, Kim *et al.* 2007**

As superfícies de contacto entre as duas vigas geram esforços de atrito relevantes que são objeto de estudos por vários autores (Gaul L. e Lenz, J., 1997, Iranzad, M. and Ahmadian, H., 2012, Yuan. *et al.* 2018) este aspeto não foi considerado no presente estudo.

Neste trabalho foi utilizado o programa de elementos finitos comercial ANSYS (2009) porque é bastante fácil criar modelos complexos com uma interface gráfica bastante amigável. No pós-processamento, onde são tratados os outputs, o programa está um pouco limitado, foi utilizado o Matlab<sup>®</sup> (2011) para tratar esses dados.

Na nossa situação, o processamento recai no cálculo numérico das frequências naturais, dos modos e as FRF. Para a obtenção das frequências naturais e dos modos foi utilizado o modo de processamento “Modal Analysis”. Para determinar as FRF nas gamas pretendidas e perante uma estrutura nas condições de livre no espaço, utilizou-se o processamento “Harmonic Response” com o método de cálculo “Harmonic Response Mode Superposition Analysis”. Este método utiliza as características modais da análise geradas pelo modo de processamento “Modal Analysis” utilizado para o cálculo das frequências naturais e dos modos.



Para representar a excitação na estrutura, foi imposta uma força harmónica com amplitude unitária no nó onde foi aplicado experimentalmente a força excitadora. Assim, as respostas lidas nos nós escolhidos representam as FRF pretendidas.

Para identificar um modelo mais adequado para uma junta aparafusada foi escolhida uma ligação simples de um só parafuso/porca que liga duas vigas de geometria simples.

## 2. FORMULAÇÃO TEÓRICA

A modelação dinâmica é um processo de conversão de um problema de engenharia num modelo matemático, através do qual as principais características de vibração do problema original podem ser previstas com alguma precisão. As características principais desse modelo matemático são a inércia, a rigidez, o amortecimento, as forças aplicadas e as condições de fronteira.

Um sistema dinâmico pode ser uma estrutura, um mecanismo, um componente de máquina, um sistema mecânico, um vibrador, um misturador, uma máquina rotativa, etc. Estes sistemas são vulgarmente caracterizados por um conjunto de elementos estruturais simples, aos quais está associado uma inércia, uma rigidez e por vezes o elemento dissipador de energia, um amortecimento. Estes elementos são definidos no espaço, em relação a um sistema de eixos, pelos designados graus de liberdade do sistema. Este sistema, que pode ser contínuo ou não, está sujeito geralmente a cargas variáveis no tempo,  $f(t)$ , aplicadas nesses graus de liberdade. Por outro lado, podemos caracterizar estes sistemas dinâmicos em três modelos diferentes, Modelo Espacial, Modelo Modal e Modelo de Resposta em Frequência. (Maia *et al.* 1997). Estes três modelos podem ser relacionados pelas equações identificadas nos blocos da Figura 3.

### 2.1. Modelo Espacial

Esta caracterização dinâmica é a mais utilizada para problemas simples. Este modelo é construído com o conhecimento da distribuição espacial das matrizes de massa  $\mathbf{M}$ , de rigidez  $\mathbf{K}$  e de amortecimento viscoso  $\mathbf{C}$  (ou de amortecimento histerético  $\mathbf{D}$ ). Estas matrizes vão ter a dimensão igual ao número de graus de liberdade  $N$ , que vamos considerar para caracterizar o nosso sistema que em cada instante  $t$  é posicionado pelo vetor de deslocamento  $x(t)$ . Do equilíbrio de forças dinâmicas identificadas no sistema podemos escrever a Eq. (1) caso tenhamos amortecimento viscoso.

$$\mathbf{M}\ddot{x}(t) + \mathbf{C}\dot{x}(t) + \mathbf{K}x(t) = f(t) \quad (1)$$

Caso o amortecimento seja histerético temos, Eq. (2).

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{x}}(t) + i\mathbf{D}\dot{\mathbf{x}}(t) + \mathbf{K}\mathbf{x}(t) = \mathbf{f}(t) \quad (2)$$

Na maioria das situações estes dois tipos de amortecimento são assumidos como proporcionais, isto é, assume-se que são uma combinação linear da matriz de rigidez  $\mathbf{K}$  e da matriz de massa  $\mathbf{M}$ ,

$$\mathbf{C} = \beta\mathbf{K} + \alpha\mathbf{M} \quad \mathbf{D} = \mu\mathbf{K} + \theta\mathbf{M} \quad (3)$$

Estas constantes vão permitir identificar o fator de amortecimento associado a cada frequência natural para cada um dos casos,

$$\xi_r = \frac{\alpha}{2\omega_r} + \frac{\beta\omega_r}{2} \quad \eta_r = \mu + \frac{\theta}{\omega_r^2} \quad (4)$$

## 2.2. Modelo Modal

O modelo anterior sem amortecimento pode ser descrito por um problema generalizado de valores e vetores próprios,

$$(\mathbf{K} - \lambda^2\mathbf{M})\mathbf{X} = 0 \quad (5)$$

A solução do problema representado pela equação (5) conduz a  $N$  valores próprios, são as frequências naturais do sistema e a  $N$  vetores próprios, que representam os modos de vibração. As frequências naturais ao quadrado podem ser agrupadas numa matriz diagonal  $\Lambda = [\lambda_r^2]$  e os modos normalizados relativamente à matriz de massa colocados nas colunas de uma matriz  $\Phi$ . Para sistemas com amortecimento viscoso temos  $\lambda_r^2 = \omega_r^2$  e para sistemas com amortecimento histerético temos  $\lambda_r^2 = \omega_r^2(1 + i\eta_r)$ .

São verificadas as propriedades de ortogonalidade (em relação às matrizes de massa e rigidez) da matriz modal  $\Phi$  para os dois tipos de amortecimentos,

$$\begin{cases} \Phi^T \mathbf{M} \Phi = \mathbf{I} \\ \Phi^T \mathbf{K} \Phi = \Lambda \end{cases} \quad \begin{cases} \Phi^T \mathbf{M} \Phi = \mathbf{I} \\ \Phi^T (\mathbf{K} + i\mathbf{D}) \Phi = \Lambda \end{cases} \quad (6)$$

Pelo facto da matriz modal ser ortogonal significa que é sempre invertível, pois tem as colunas (ou seja, os modos) linearmente independentes. Assim, da equação (6) podemos determinar as características espaciais utilizando o conhecimento das características modais,  $\Phi$  e  $\Lambda$ .

### 2.3. Modelo de Resposta em Frequência

Este modelo tem sido bastante utilizado ultimamente, pois permite caracterizar de forma mais fácil estruturas mais complexas.

Na possibilidade de excitarmos a nossa estrutura por uma força harmónica, podemos reescrever a equação (2),

$$(\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M} + i\mathbf{D})\bar{\mathbf{X}} = \bar{\mathbf{F}} \quad (7)$$

Em que  $\bar{\mathbf{X}}$  e  $\bar{\mathbf{F}}$  são as amplitudes complexas da resposta e da força, respectivamente, em regime estacionário.

As matrizes de receptância e de rigidez dinâmica, designadas por  $\mathbf{H}(\omega)$  e  $\mathbf{Z}(\omega)$ , são definidas da seguinte forma:

$$\mathbf{H}(\omega) = (\mathbf{Z}(\omega))^{-1} = (\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M} + i\mathbf{D})^{-1} \quad (8)$$

Na eventualidade da grandeza medida do sistema ser a velocidade estamos perante a mobilidade,  $\mathbf{Y}(\omega)$ . Em termos experimentais o que geralmente é medido é a aceleração; nesse caso, estamos perante a aceleração,  $\mathbf{A}(\omega)$ . Com o conhecimento de uma delas é fácil determinar as outras utilizando as relações matemáticas de derivação. Cada elemento destas matrizes tem a designação de Função de Resposta em Frequência, FRF.

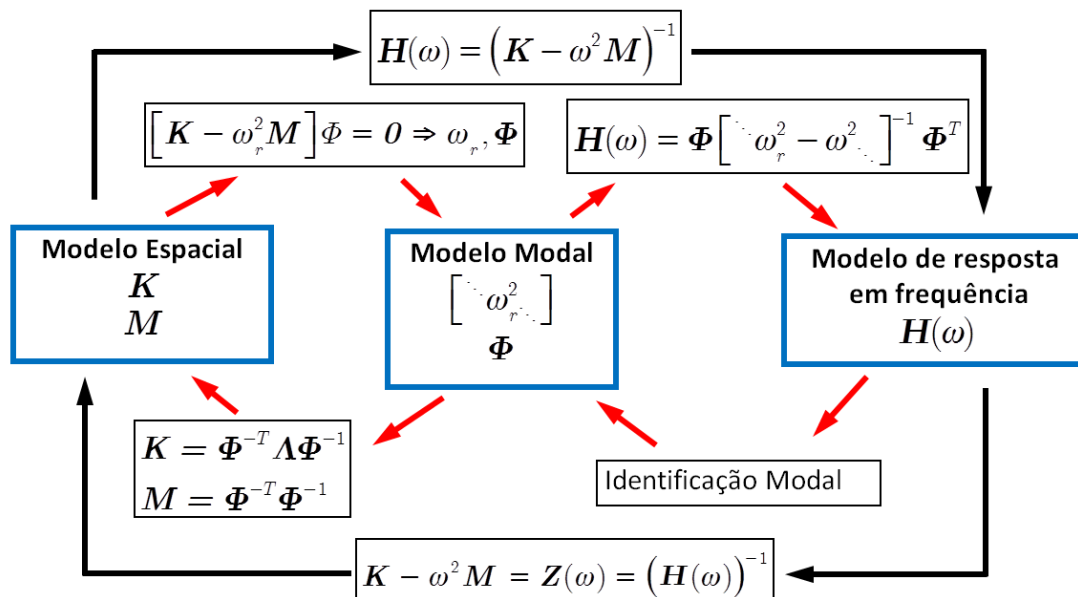


Figura 3 - Relação entre os três modelos dinâmicos (sem amortecimento), Batista, F.C., 2012

## 2.4. Critérios de correlação

A simples comparação gráfica das FRF calculadas por modelos numéricos ( $H_A(\omega)$ ) com as obtidas por técnicas experimentais ( $H_X(\omega)$ ) apenas nos dá uma ideia qualitativa entre FRF. Há, portanto, necessidade de quantificar em valores numéricos essas diferenças. Com a facilidade atual de determinar FRF surgiram vários índices de correlação que quantificam essas diferenças. Cada um quantifica essas diferenças de uma determinada forma, levando à utilização de cada índice de correlação a ser aplicado a cada problema específico.

A comparação entre modos de vibração é também uma das tarefas importantes quando os modelos são baseados em características modais medidas. A correspondência entre os modos pode ser uma tarefa muito difícil especialmente para estruturas com altas densidades modais.

Allemang e Brown (1982) apresentaram em um dos critérios mais utilizados, o *Modal Assurance Criterion* (MAC), definido como

$$MAC(i, j) = \frac{|\{\Psi_A\}_i^H \{\Psi_X\}_j|^2}{(\{\Psi_A\}_i^H \{\Psi_A\}_i)(\{\Psi_X\}_j^H \{\Psi_X\}_j)} \quad (9)$$

onde  $\{\Psi_A\}_i$  representa o modo  $i$  do modelo numérico, e  $\{\Psi_X\}_j$  representa o modo  $j$  medido experimentalmente e o expoente “H” significa Hermitiano (complexo conjugado transposto). A correlação obtida terá valores entre 0 e 1.

O modo  $\{\Psi_A\}_i$  estará bem relacionado com o modo  $\{\Psi_X\}_j$  se o respetivo  $MAC(i, j)$  tiver um valor próximo de 1.

Por outro lado, Grafe (1998) nos seus trabalhos de *updating* entrou em conta com a necessidade de correlacionar as FRF de forma global e local. Assim definiu dois critérios globais que utilizou no seu modelo de *updating* e um critério local.

O critério global, o *Global Shape Criterion* (GSC), é definido como

$$GSC(\omega, j) = \frac{|\{H_A(\omega)\}_j^H \{H_X(\omega)\}_j|^2}{(\{H_A(\omega)\}_j^H \{H_A(\omega)\}_j)(\{H_X(\omega)\}_j^H \{H_X(\omega)\}_j)} \quad (10)$$

onde  $\{H_X(\omega)\}_j$  representa a coluna  $j$  de  $H_X(\omega)$  à frequência  $\omega$ .

Estes critérios dão relevância ao processo de aquisição das FRF. Para uma situação experimental em que é utilizado o elemento excitador fixo numa coordenada e em cada coordenada um sensor para medir a resposta dinâmica, a aplicação destes critérios pode de certa forma dar-nos uma ideia da “correta” colocação do elemento excitador.

Ambos estes critérios mostram um valor entre 0 e 1 para cada frequência. Podemos determinar a média destes valores ao longo da gama de frequência e ter assim quantificado num só valor a correlação entre FRF associadas à coordenada  $j$ . No caso da correlação GSC temos,

$$\overline{GSC}(j) = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N GSC(\omega_k, j) \quad (12)$$

Outro critério sugerido por Grafe (1998) é o *Local Amplitude Criterion* (LAC), assim definido:

$$LAC(\omega, i, j) = \frac{2|H_{Xij}(\omega)^* \cdot H_{Aij}(\omega)|}{(H_{Xij}(\omega)^* \cdot H_{Xij}(\omega)) + (H_{Aij}(\omega)^* \cdot H_{Aij}(\omega))} \quad (13)$$

onde  $i$  e  $j$  são as coordenadas da resposta e a excitação, respetivamente.  $H_{Aij}(\omega)$  é a FRF obtida numericamente e  $H_{Xij}(\omega)$  obtida experimentalmente, o expoente \* significa o complexo conjugado. Esta correlação também terá valores entre 0 e 1 para cada frequência  $\omega$ .  $H_{Xij}(\omega)$  estará bem relacionada com  $H_{Aij}(\omega)$  se o respetivo  $LAC(\omega, i, j)$  tiver todos os valores próximos de 1. Podemos também aqui determinar a média destes valores e ter assim quantificado num só valor a correlação entre FRF:

$$\overline{LAC}(i, j) = \frac{1}{N} \sum_{k=1}^N LAC(\omega_k, i, j) \quad (13)$$

### 3. CASO DE ESTUDO

Foi escolhido um acoplamento de vigas simples ligadas com um parafuso sextavado interior e uma porca de rosca métrica M10 apertado com um momento de 50 Nm. A estrutura ficou suspensa simulando condições de livre no espaço. As solicitações foram aplicadas com um martelo instrumentado e as respostas foram medidas com acelerómetro.

Foram escolhidas algumas coordenadas de interesse. Na Figura 4 podemos ver esta estrutura com as várias coordenadas de translação e de rotação de interesse no plano  $xz$ . Apenas as coordenadas deste plano é que foram consideradas no estudo.

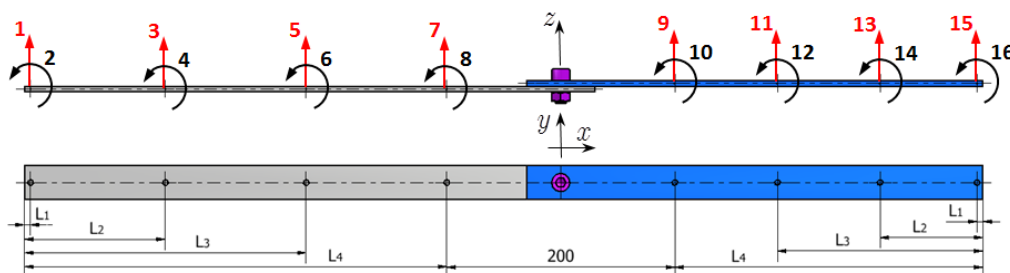


Figura 4 - Acoplamento de vigas

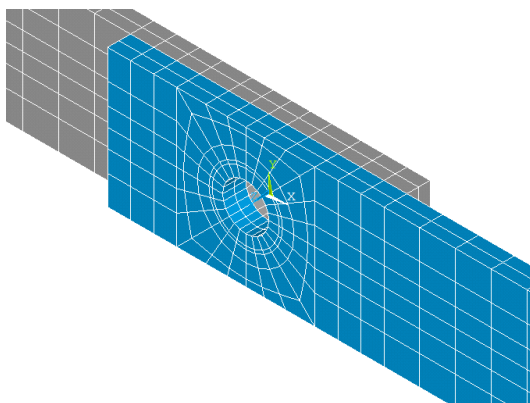
As várias posições das coordenadas de interesse estão indicadas na Figura 4 e na Tabela 1. Os quatro pontos de medição das translações em cada viga correspondem às coordenadas 1, 3, 5, 7, 9, 11, 13 e 15. A junta é representada pela subestrutura compreendida entre a coordenada 7 e 9.

**Tabela 1 – Dados geométricos do acoplamento em milímetros**

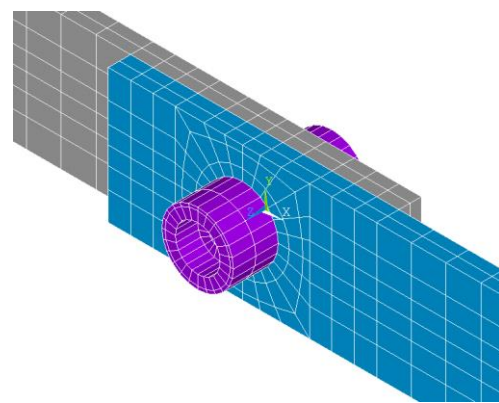
Viga	L	b	t	S	L1	L2	L3	L4
V1	500	30	5	30	5	123.3	246.7	370
V2	400	30	5	30	5	90.0	180.0	270

### 3.1. Elementos finitos

Foram definidos 13 modelos de ligação entre as duas vigas, 6 modelos onde há apenas ligações rígidas entre nós das duas vigas distribuídos em circunferências concêntricas com o furo (Figura 5 e Figura 7) e mais 7 modelos que entram em conta com as mesmas ligações e adiciona uma ligação rígida do parafuso ao modelo das duas vigas, Figura 6.



**Figura 5 - Ligação sem parafuso**



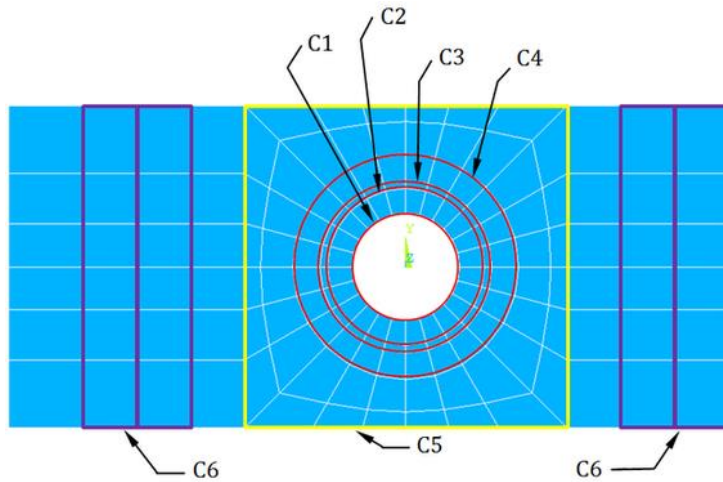
**Figura 6 - Ligação com parafuso**

Estas ligações rígidas consistem em atribuir os mesmos graus de liberdade aos nós comuns das duas estruturas. Na Figura 7 e Figura 8 podemos ver as linhas que unem o conjunto de nós de cada ligação C1-C6 e da ligação C7 respetivamente. Cada modelo de ligação usa uma combinação destas ligações como está indicado na Tabela 2.

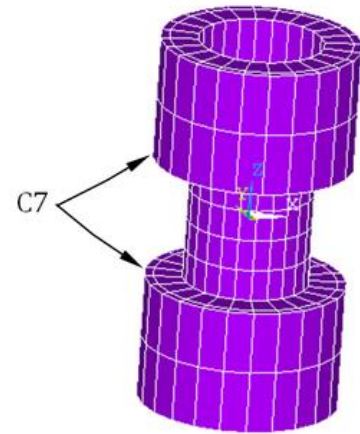
O efeito de aperto da ligação aparafusada desenvolve um cone de pressão sobre os elementos a unir; este efeito dá origem a uma pressão localizada numa coroa com um determinado diâmetro, Figura 9. Esse diâmetro é função do diâmetro da cabeça do parafuso ou do diâmetro de contacto da porca e também de um ângulo que relaciona estes diâmetros



com o diâmetro da coroa de pressão. Este ângulo é objeto de vários estudos, embora seja consensual admitir um ângulo de 30°, Shigley (1986).



**Figura 7 - Zonas das ligações C1-C6**



**Figura 8 - Ligação C7**

O diâmetro da coroa de pressão representa a ligação C4 da Figura 7 e foi tomado um valor médio para esse diâmetro de 21 mm, indicado como diâmetro D4 na Figura 9.

**Tabela 2 - Ligações dos 13 modelos**

Modelo	∅ [mm]	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
Ligação C1	10	x	x	x	x	x	x		x	x	x	x	x	x
Ligação C2	14,6		x	x	x	x	x			x	x	x	x	x
Ligação C3	16			x	x	x	x				x	x	x	x
Ligação C4	21				x	x	x					x	x	x
Ligação C5	---					x	x						x	x
Ligação C6	---						x							x
Ligação C7	14,6/16							x	x	x	x	x	x	x

As ligações C2 e C3 representam os diâmetros da porca e da cabeça do parafuso, respetivamente.

Como exemplo, na Figura 10 está representado a ligação do modelo 7, onde é visível a ligação C7, constituída por uma ligação rígida nó a nó indicada a verde.

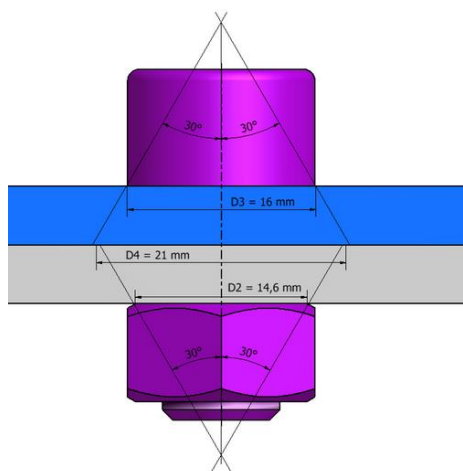


Figura 9 - Cone de pressão do parafuso

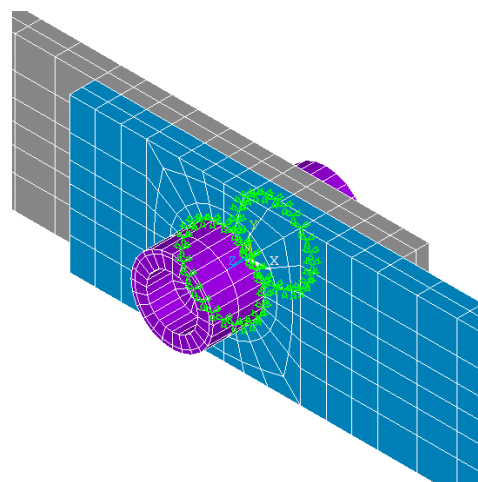


Figura 10 - Ligação do modelo 7

### 3.2. Resultados

Depois de determinar as características do material das vigas, foi feita uma análise entre as FRF experimentais da estrutura e os 13 modelos numéricos. Esta análise consistiu em comparar um conjunto de correlações de entre os resultados experimentais e os numéricos.

Foi utilizado a correlação *Global Shape Criterion* (GSC) médio para poder facilmente comparar os modelos entre si. Depois de escolher os modelos com melhor resultado, foi realizada uma correlação local utilizando o *Local Amplitude Criterion* (LAC) médio.

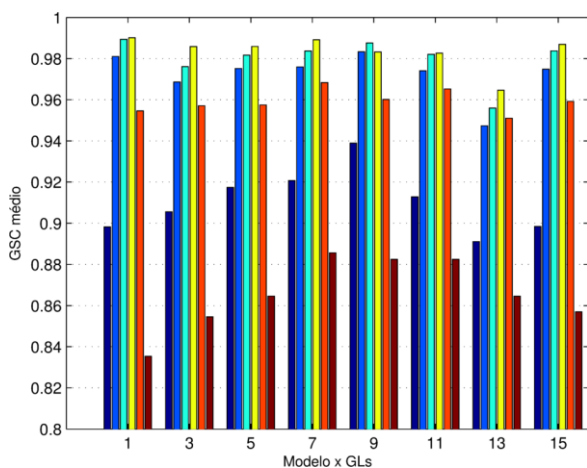


Figura 11 - Correlação GSC média dos modelos 1, 2, 3, 4, 5 e 6

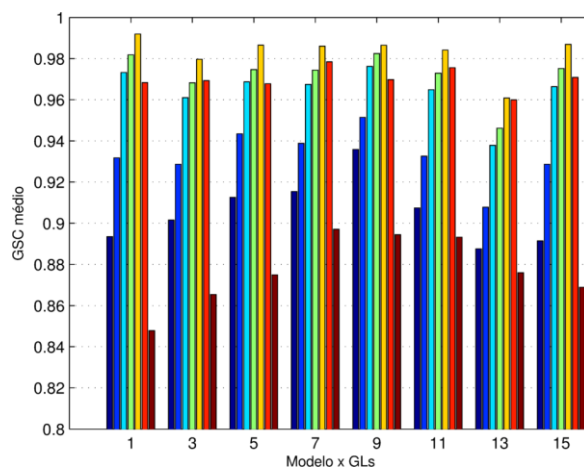


Figura 12 - Correlação GSC média dos modelos 7, 8, 9, 10, 11, 12 e 13

Na Figura 11 e Figura 12 podemos observar o GSC médio dos 13 modelos. Verifica-se que o modelo 4 e o modelo 11 apresentam valores mais próximos de 1 para todos os graus de

liberdade. Se analisarmos a Tabela 2 podemos ver que estes dois modelos são constituídos pelas ligações C1, C2, C3 e C4. O modelo 11 tem em relação ao modelo 4 apenas o parafuso com a ligação 7 (Figura 10).

Na Figura 13 e Figura 14 podemos ver a evolução da correlação GSC ao longo da gama de frequência. Verifica-se, para os dois modelos, que a correlação se degrada ao longo do espectro de frequências e a partir dos 1400 Hz há um aumento significativo da degradação, que é mais significativa para o modelo 11.

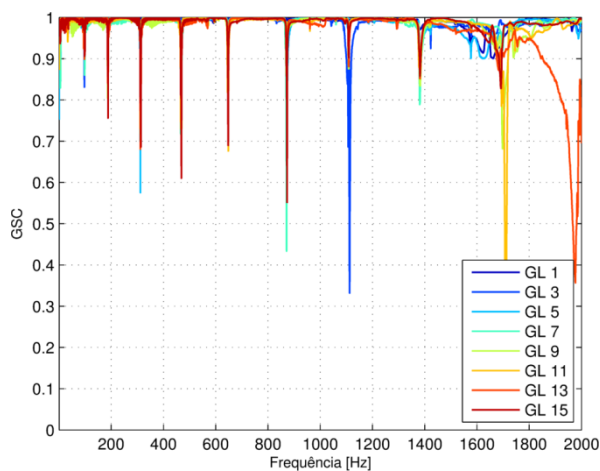


Figura 13 - Correlação GSC - modelo 4

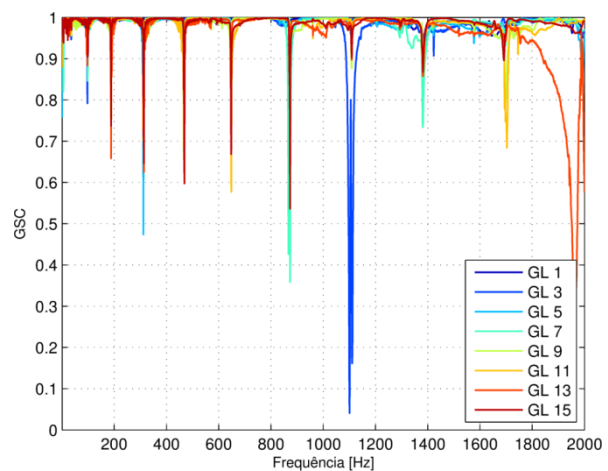


Figura 14 - Correlação GSC - modelo 11

Na Figura 15 e Figura 16 estão representadas as correlações LAC média dos modelos 4 e 11, respetivamente. O modelo 4 apresenta melhor correlação para todos os GL do que o modelo 11.

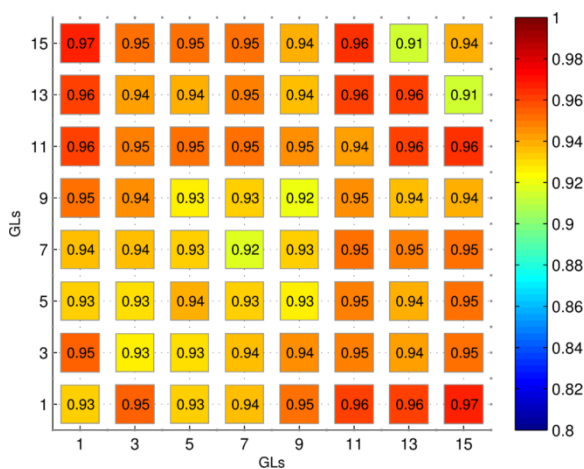


Figura 15 - Correlação LAC média - modelo 4

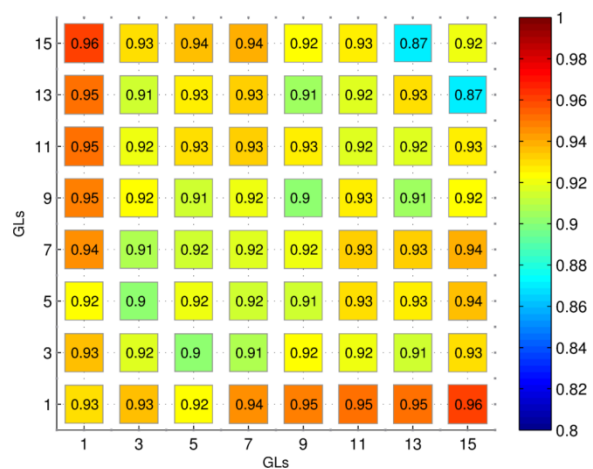


Figura 16 - Correlação LAC média - modelo 11

### 3.3. Conclusão

Dos 13 modelos numéricos apresentados, o modelo 4 foi o que mostrou a melhor correlação. Tanto o modelo 4 como o modelo 11 são os únicos que têm como ligação entre as vigas as ligações C1, C2, C3 e C4. Este conjunto de ligações representa o efeito do cone de aperto (Figura 9).

Podemos concluir que para esta situação em particular, para modelar numericamente a junta basta unir rigidamente os nós da coroa de contacto entre as duas vigas, sendo esta coroa definida pelo furo e pelo diâmetro do cone de aperto.

### REFERÊNCIAS

- Matlab, 2001, The MathWorks, Inc.
- Maia, N. M., J. M. Silva, J. He, N. A. J. Lieven e R. M. Lin, 1997. Theoretical and Experimental Modal Analysis, Taunton, Somerset: Reserch Studies Press, Ltd,
- Allemang, R. J., Brown, D.L., 1982, A Correlation Coefficient for Modal Vector Analysis, Proceedings, International Modal Analysis Conference, pp.110-116.
- Grafe, H., 1998, Model Updating of Large Structural Dynamics Models Using Measured Response Functions, U.K.
- Shigley, J.E, 1986, Mechanical Engineering Design, 1st Metric Edition, McGraw Hill
- ANSYS Release 9.0, (2004), Ansys Inc, Houston, PA.
- Kim, J., Yoon, J. Cheol, Kang, B., 2007, Finite element analysis and modeling of structure with bolted joints, Applied Mathematical Modelling, Volume 31, Issue 5, May, pp. 895-911
- Ireman, T, 1998, Three-dimensional stress analysis of bolted single-lap composite joints, Composite Structures, pp. 195-216
- Wileman, J., Choudhury, M., Green, I., 1991, Computation of Member Stiffness in Bolted Connections, Journal of Mechanical Design
- Wang, Y.-Q., Wu, J.-K., Liu, H.-B., Kuang, K., Cui, X.-W, Han, L.-S, 2017, Analysis of elastic interaction stiffness and its effect on bolt preloading, International Journal of Mechanical Sciences
- Giannella, V., Sepe, R., Citarella, R., Armentani, E., 2021, FEM modelling approaches of bolt connections for the dynamic analyses of an automotive engine, Applied Sciences (Switzerland)
- Gaul, L. and Lenz, J., 1997, Nonlinear dynamics of structures assembled by bolted joints, Acta Mechanica, pp. 169-181
- Yuan, P., and Ren, W. and Zhang, J., 2019, Dynamic tests and model updating of nonlinear beam structures with bolted joints, Mechanical Systems and Signal Processing
- Iranzad, M. and Ahmadian, H., 2012, Identification of nonlinear bolted lap joint models, Computers & Structures
- Batista, F.C., 2012. Caracterização Dinâmica de Juntas Aparafusadas, Tese de Doutoramento, Técnico, Universidade de Lisboa.

## MODELAÇÃO DINÂMICA DE UMA LIGAÇÃO APARAFUSADA

Batista, F. C.<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Escola Superior de Tecnologia e Gestão, Politécnico de Leiria, Leiria, Portugal

<sup>2</sup> Centro para o Desenvolvimento Rápido e Sustentado de Produto, Politécnico de Leiria, Marinha Grande, Portugal

\* Correspondência: [fernando.batista@ipleiria.pt](mailto:fernando.batista@ipleiria.pt)

### RESUMO

Pretende-se identificar uma junta aparafusada através de modelação numérica, avaliando a correlação entre dados experimentais e os resultados obtidos por um conjunto de modelos de elementos finitos desenvolvido num programa comercial (Ansys).

Este tipo de programa é bastante útil pois permite-nos criar modelos complexos com uma interface gráfica bastante amigável. Este programa desenvolve o seu trabalho ao longo de três fases: pré-processamento, processamento e pós-processamento. Na primeira fase é criado o modelo de elementos finitos que pode ter uma ajuda de outro software externo para a criação da geometria e da malha. No processamento podem ser efectuados vários tipos de cálculo, dependendo do objetivo do estudo. No pós-processamento, onde são tratados os outputs, o programa está um pouco limitado e por vez é utilizado um software externo para esse tratamento. No caso foi utilizado o Matlab para tratar a informação gerada.

Na nossa situação, o processamento recai no cálculo numérico das frequências naturais, dos modos e das respostas dinâmicas, Funções de Resposta em Frequência (FRF). Para a obtenção das frequências naturais e dos modos foi utilizado o modo de processamento “Modal Analysis” e dentro dos disponíveis foi escolhido o método de cálculo “Block Lanczos Method” pois era aquele que convergia sempre e era o mais rápido no cálculo das frequências naturais. Para determinar as FRF nas gamas pretendidas e perante uma estrutura nas condições de livre no espaço, utilizou-se o processamento “Harmonic Response” com o método de cálculo “Harmonic Response Mode Superposition Analysis”. Este método utiliza as características modais da análise geradas pelo modo de processamento “Modal Analysis” utilizado para o cálculo das frequências naturais e dos modos.

Para representar a excitação, foi imposta uma força harmónica com amplitude unitária no nó onde foi aplicada experimentalmente a força excitadora. Assim, as respostas lidas nos nós escolhidos representam as FRF pretendidas.

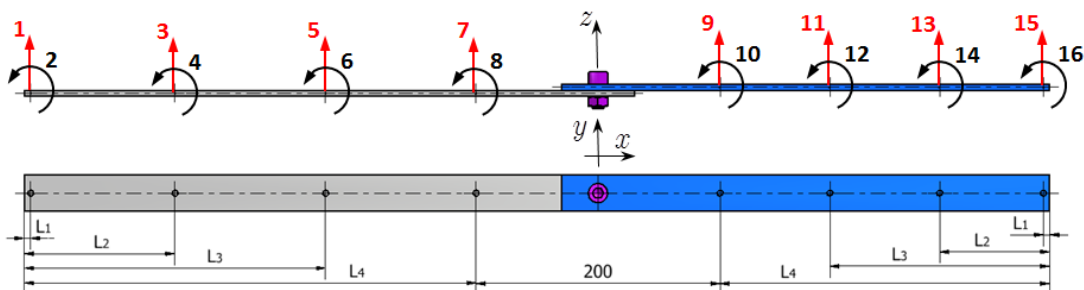


Fig. 1 - Acoplamento de vigas

Na modelação numérica, houve a preocupação de desenvolver vários modelos de elementos finitos que se aproximassem suficientemente bem dos resultados experimentais.

Para identificar um modelo mais adequado para uma junta aparafusada foi escolhida uma ligação simples de um só parafuso/porca M10 que liga duas vigas de geometria simples, Fig. 1.

Foram assim definidos 13 modelos de ligação entre as duas vigas, 6 modelos onde há apenas ligações rígidas entre nós das duas vigas distribuídos em circunferências concêntricas com o furo, Fig. 2 e mais 7 modelos que entram em conta com as mesmas ligações e adiciona uma ligação rígida do parafuso ao modelo das duas vigas, Fig. 3.

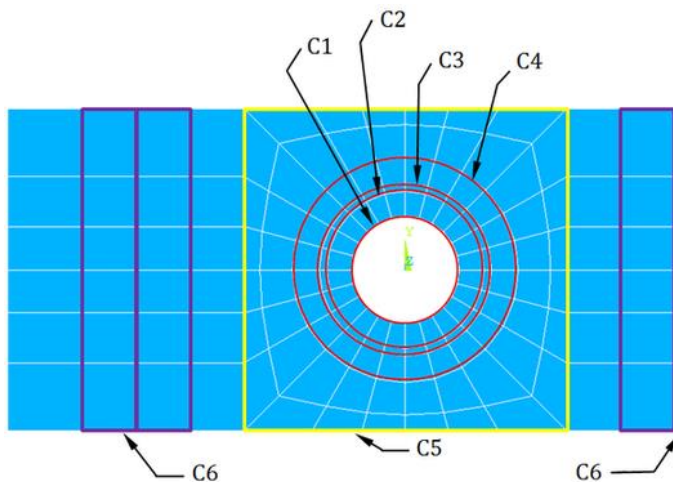


Fig. 2 - Zonas das ligações

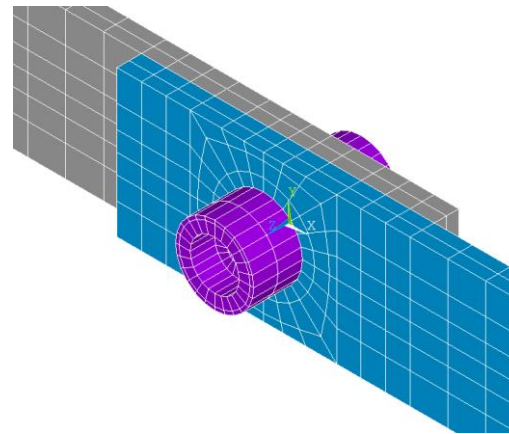


Fig. 3 - Ligação com parafuso

Foi utilizado a correlação *Global Shape Criterion* (GSC) médio, Eq.(1), para poder facilmente comparar os modelos entre si.

$$GSC(\omega, j) = \frac{|\{H_A(\omega)\}_j^H \{H_X(\omega)\}_j|^2}{(\{H_A(\omega)\}_j^H \{H_A(\omega)\}_j)(\{H_X(\omega)\}_j^H \{H_X(\omega)\}_j)} \quad (1)$$

Depois de escolher os modelos com melhor resultado, foi realizada uma correlação local utilizando o *Local Amplitude Criterion* (LAC) médio, Eq.(2).

$$LAC(\omega, i, j) = \frac{2|H_{Xij}(\omega)^* \cdot H_{Aij}(\omega)|}{(H_{Xij}(\omega)^* \cdot H_{Xij}(\omega)) + (H_{Aij}(\omega)^* \cdot H_{Aij}(\omega))} \quad (2)$$

Com estas correlações será identificado o melhor modelo de ligação que representa melhor os dados experimentais obtidos.

Palavras-chave: juntas / parafuso / identificação / FRF / correlação / modelação



# EVOLUÇÃO DO DANO EM MODELO FÍSICO DE UM TRECHO DO QUEBRA-MAR DO PORTO DA ERICEIRA

Rute Lemos<sup>1</sup>, João A. Santos<sup>2,3</sup>, Conceição J. Fortes<sup>1</sup>

<sup>1</sup> LNEC – Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [rlemos@lnec.pt](mailto:rlemos@lnec.pt), [jfortes@lnec.pt](mailto:jfortes@lnec.pt)

<sup>2</sup> ISEL – Instituto Superior de Engenharia de Lisboa, Instituto Politécnico de Lisboa, Portugal, [jasantos@dec.isel.ipl.pt](mailto:jasantos@dec.isel.ipl.pt)

<sup>3</sup> CENTEC - Centre for Marine Technology and Ocean Engineering, Instituto Superior Técnico, Portugal

## RESUMO

Para caracterizar a resposta de um trecho do quebra-mar de taludes do porto da Ericeira à agitação marítima nele incidente, realizaram-se no canal de ondas irregulares do LNEC um conjunto de ensaios em modelo físico bidimensional (2D) desse mesmo trecho. Nesta comunicação descreve-se a instalação experimental, bem como a metodologia utilizada no levantamento da envolvente do quebra-mar com vista à caracterização da evolução do dano. Esta metodologia baseou-se na avaliação da erosão do manto resistente utilizando o sensor de posição Kinect na obtenção de modelos tridimensionais de superfície. Apresentam-se ainda, alguns resultados relativos aos danos ocorridos início e no final de uma das três séries de ensaios realizadas.

Palavras-chave: Quebra-mar / Evolução do dano / Sensor de posição

## 1. INTRODUÇÃO

Para a avaliação da evolução do dano em quebra-mares de taludes é necessária a realização de ensaios em modelo físico, com vista à avaliação da estabilidade do talude. Um dos modos de proceder a esta avaliação é a medição do volume erodido do manto resistente por ação da agitação marítima. Este volume pode ser determinado a partir de levantamentos consecutivos da envolvente dos taludes, podendo, a partir do mesmo, definir-se o nível de dano da estrutura. Melby (1999) apresentou uma fórmula para previsão da evolução do dano em quebra-mares de taludes com base nas características da agitação neles incidente. No presente estudo pretendeu-se replicar o programa de ensaios de Melby - que levou à referida fórmula - a um caso de estudo correspondente à secção do cais acostável do quebra-mar do porto da Ericeira.

Os ensaios realizados consistiram em três séries de ensaios (A, B e C) que procuraram reproduzir a sequência de ensaios de Melby, tendo sido considerados os níveis de maré médio (profundidade de 0,13 m no pé do talude) e de preia-mar (0,17 m) e estados de agitação com períodos de pico  $T_p=1,70$  s e  $T_p=1,98$  s e alturas significativas,  $H_s$ , entre 0,12 m e 0,19 m.

## 2. MODELO FÍSICO E CONDIÇÕES DE ENSAIO

Os ensaios foram realizados no canal de ondas irregulares COI1 do LNEC. O talude do manto protetor tinha um declive de 2:3, e desenvolvia-se entre o coroamento, 0,60 m acima do fundo do canal, e a cota de fundação 0,45 m acima do mesmo fundo. Para se obter um manto protetor menos estável para a agitação incidente, decidiu-se, nesses testes, substituir as duas camadas de tetrápodes de 2,4 N por um manto misto com uma camada com tetrápodes de

1,08 N em cima dos quais foi colocada outra camada com tetrápodes ainda mais leves, 0,84 N.

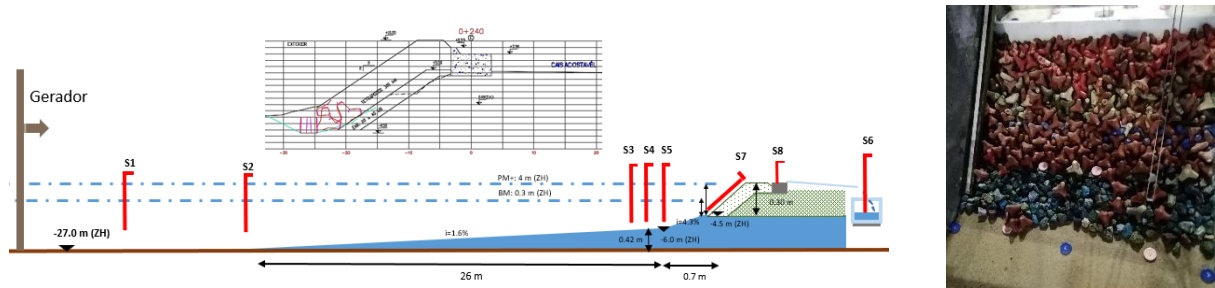


Fig. 1 – Perfil transversal ensaiado e implantação do modelo no canal.

### 3. RESULTADOS

Na Fig. 3 apresentam-se os levantamentos efetuados com o sensor Kinect no início e no final da série A, após a atuação de  $H_s = 0,17$  m,  $T_p = 1,98$  s e preia-mar, bem como o mapa de diferenças entre ambos os levantamentos. É ainda apresentado a diferença entre ambos os levantamentos correspondentes a um perfil localizado sensivelmente a meio do trecho do talude mostrado.

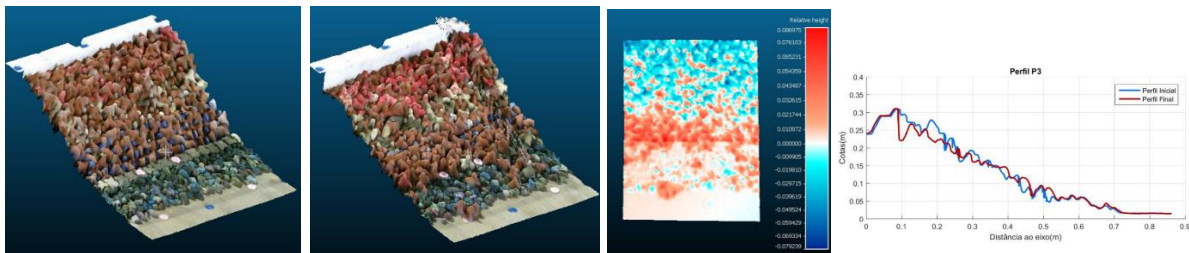


Fig. 3 - Levantamentos realizados no início e no final da série A. Da esquerda para a direita: Nuvens de pontos; Mapa de diferenças; Perfil correspondente ao levantamento inicial e final.

### 4. CONCLUSÕES

A utilização do sensor Kinect mostrou-se bastante eficaz na obtenção de modelos tridimensionais de superfície, tendo possibilitado a extração de perfis e a obtenção de indicadores do dano, tais como a área erodida e a profundidade erodida. A comparação entre as nuvens de pontos inicial final possibilitou o cálculo dos volumes de erosão e de acreção entre ambos os levantamentos. Encontra-se em curso a análise dos levantamentos intermédios da série A, bem como a totalidade das séries B e C.

### AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi realizado no âmbito dos projetos BSafe4Sea financiado pelo FCT. Agradece-se aos técnicos César Costa, Rosa Emília Soares e Simões Pedro e à aluna Joana Gueifão a ajuda nos ensaios.

### REFERÊNCIAS

Melby, J.A. 1999. Damage Progression on Rubble-Mound Breakwaters. Technical Report CHL-99-17, US Army Corps of Engineers Waterways Experiment Station, Vicksburg, USA.

## DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA EM OPEN-SOURCE PARA MONITORIZAÇÃO DO MOLDE DE INJEÇÃO

Tiago E.P. Gomes <sup>1</sup>, Mylene S. Cadete <sup>2</sup>, Victor Neto <sup>3</sup>, J.A. Ferreira <sup>4</sup>, Renato Febra <sup>5</sup>, João Silva <sup>6</sup>,  
Tiago Noversa <sup>7</sup>, A.J. Pontes <sup>8</sup>

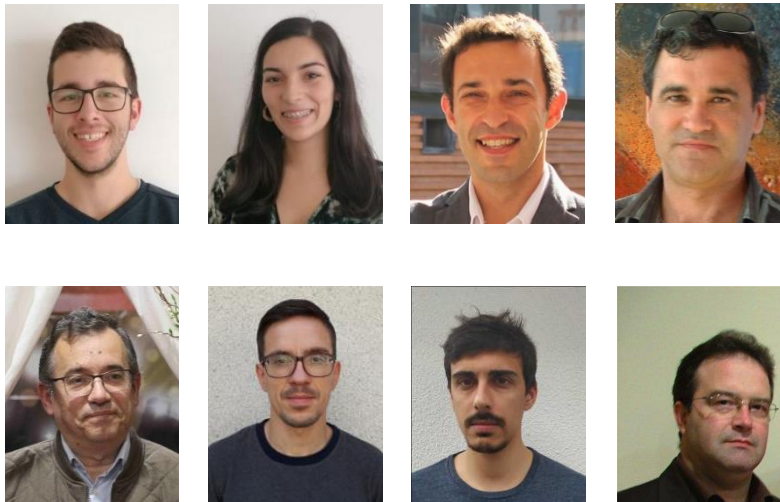
<sup>1,2,3,4</sup> TEMA - Centro de Tecnologia Mecânica e Automação, Universidade de Aveiro, Portugal,

<sup>1</sup>tiago.emmanuel.gomes@ua.pt, <sup>2</sup>mylene@ua.pt, <sup>3</sup>vneto@ua.pt, <sup>4</sup>jaff@ua.pt

<sup>5</sup> Geco – Gabinete Técnico e Controlo de Moldes em Fabricação Lda, Portugal, renato\_febra@geco-moldes.pt

<sup>6</sup> CeNTI - Centro de Nanotecnologia e Materiais Técnicos, Funcionais e Inteligentes, Portugal, jmsilva@centi.pt

<sup>7,8</sup> IPC - Institute for Polymers and Composites, Universidade do Minho, Portugal, <sup>7</sup>tiagonoversa@dep.uminho.pt,  
<sup>8</sup>pontes@dep.uminho.pt



### RESUMO

O presente trabalho descreve um sistema de *software open-source* para monitorização de um molde de injeção, no contexto do projeto mobilizador TOOLING4G. Este sistema inclui um módulo de aquisição de dados baseado num microcontrolador Arduino, que pode ser ligado a qualquer computador via porta USB. Foi ainda desenvolvida uma aplicação, escrita em *Python*, que inclui uma interface com o utilizador (IU) e está preparada para receber dados de um segundo módulo de aquisição de dados. No presente estado de desenvolvimento, o sistema permite i) a visualização em gráficos de dados, correspondentes a um máximo de seis sensores, adquiridos a uma taxa de 10 Hz e ii) a gravação dos dados adquiridos para análise e uso posterior.

Palavras-chave: Monitorização de ferramenta-molde / Aquisição de dados / Interface com o utilizador / Open-source software

## 1. INTRODUÇÃO

Com o advento da indústria 4.0, uma das grandes tendências na indústria da injeção de plásticos é a aplicação de algoritmos para previsão de falhas no processo. Estes algoritmos, desenvolvidos com base em dados obtidos de vários sensores aplicados no molde, são úteis na manutenção preventiva e ajuste dos parâmetros de injeção, em tempo útil, diminuindo o número de peças rejeitadas (Ogorodnyk e Martinsen 2018). Os equipamentos de aquisição de dados tradicionalmente usados na indústria dos moldes, de elevada qualidade e fiabilidade, implementam soluções próprias de monitorização e controlo, sendo, contudo, dispendiosos e fechados. Não permitem a flexibilidade necessária ao desenvolvimento de aplicações que incluam *software* e *hardware* personalizados. Assim, o desenvolvimento de um sistema de aquisição de dados em *software open-source* apresenta-se como uma solução interessante para dinamizar e implementar alguns conceitos da indústria 4.0 na área dos moldes. Estes sistemas vêm permitir que centros de investigação e ensino, e empresas participem no desenvolvimento de novas soluções personalizadas e dedicadas a resolver problemas específicos a cada um, não solucionáveis utilizando sistemas comerciais. Exemplos de sistemas de monitorização, respondendo a limitações similares, aparecem na literatura aplicados a estudos de aerodinâmica ou monitorização do desgaste em componentes mecânicos (Vidal-Pardo e Pindado 2018; Subekti *et al.* 2020). Nestes, um microcontrolador recebe os dados dos sensores, que transmite a um computador via USB. O *software* permite visualizar e/ou guardar os dados, podendo ser programado recorrendo a *Matlab*, *LabView* ou *Python*, entre outros. No trabalho atual pretende-se monitorizar a pressão e temperatura na cavidade, bem como a força de extração e vibrações do molde.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

### 2.1. Hardware

Para a recolha de dados para a manutenção preventiva e programada do molde de injeção foi definido que seria feita a monitorização da força num dos pinos extratores, através de um sensor de força instalado no mesmo e das vibrações na chapa de extração. Para medição de vibrações, foi desenvolvido um módulo para aquisição de dados de um módulo inercial com um acelerómetro 3D e giroscópio 3D. Definiram-se ainda dois sensores de temperatura e um de pressão na cavidade para monitorização destas grandezas do processo. As designações dos sensores referidos podem ser consultadas na Tabela 1 bem como dos restantes componentes utilizados no sistema, sendo estes descritos de seguida.

Para possibilitar a leitura dos sensores de força e de pressão, cujos sinais se encontram na ordem dos pC/N e pC/bar, estes foram ligados cada um ao respetivo amplificador de carga, do qual é possível obter sinais de tensão compreendidos entre 0 e 10 V. A seleção dos amplificadores de carga foi feita segundo os seus alcances de medição, com o modelo Type 5155A2221 da Kistler atribuído ao sensor de pressão e o Type 5073A111 ao sensor de força. Este último pode ser programado, permitindo uma adequação do seu alcance à sensibilidade do sensor e grandezas a serem medidas. Para permitir a programação do amplificador, um circuito baseado no Circuito Integrado (CI) MAX232 foi montado, permitindo a comunicação entre o amplificador e um microcontrolador, neste caso o Arduino. A implementação desta comunicação ao nível do *firmware* do microcontrolador é discutida em mais detalhe na secção seguinte.

O circuito produzido para fazer a interface dos amplificadores de carga com o Arduino está representado na Figura 1. É também na placa deste circuito que se encontram ligados os circuitos integrados conversores de temperatura para tensão (MCP9600), responsáveis pela conversão e amplificação dos sinais provenientes dos termopares. A transmissão das leituras de temperatura é efetuada via I2C. Este módulo de aquisição de temperatura foi escolhido, em detrimento de alternativas disponíveis, pela sua versatilidade, permitindo a definição da

**Tabela 1. Lista dos componentes utilizados no desenvolvimento do sistema de monitorização e respetivas designações. ND – Não definido.**

Componente	Designação
1 - Sensor de temperatura	HASCO Z1295/1
2 - Sensor de pressão	Kistler Type 6157B
3 - Sensor de força	Kistler Type 9133B
4 - Módulo para aquisição de dados de vibração	Sensores: ST LSM6DSL Microcontrolador: Microchip PIC18F27K42
5 - Cabo de extensão do sensor de pressão	Kistler Type 1661A
6 - Amplificador de carga para o sensor de pressão	Kistler Type 5155A2221
7- Amplificador de carga para o sensor de força	Kistler Type 5073A111
8 - Placa de interface com o Arduino	ND
9 – Circuito integrado para comunicação com o componente 7	Texas Instruments MAX232
10 - Circuito integrado conversor de temperatura para tensão	Adafruit MCP9600
11 – Arduino	Arduino Mega 2560 R3
12 - Computador	Genérico (Os primeiros testes foram feitos num Lenovo ThinkPad L380)
13 – Fonte de alimentação	Genérico





do tempo de conversão à cadência de leitura pretendida.

## 2.2. Firmware

A programação do Arduino foi feita através do Arduino IDE. No código desenvolvido foram definidos três modos possíveis de funcionamento. O primeiro é o modo de medição. Neste modo de funcionamento os amplificadores de carga são ativados com sinais enviados dos pinos digitais PWM do Arduino e são efetuadas as leituras dos valores recebidos de cada cadeia de medição (sensor, amplificador e ADC). Os valores de temperatura são diretamente armazenados numa variável, enquanto os valores de pressão e força necessitam ser calculados antes de serem armazenados. O cálculo destes valores pode ser feito a partir do valor recebido do ADC conforme a Eq. (1):

$$x = \frac{x_{max}}{V_{max}} V_{read} \quad (1)$$

na qual  $x$  é o valor medido da grandeza a ser medida,  $x_{max}$  o seu valor máximo, correspondente ao valor do alcance definido para o amplificador,  $V_{max}$  é o valor máximo de tensão, neste caso, o limite de 5 V da entrada analógica e  $V_{read}$ , a tensão lida da entrada analógica. O valor de  $V_{read}$  pode ser obtido a partir da Eq. (2):

$$V_{read} = \frac{V_{max}}{1023} A_{read} \quad (2)$$

em que  $A_{read}$  corresponde ao valor obtido da leitura do ADC e 1023 é o número decimal correspondente ao maior número binário representável em 10 bit.  $x_{max}$  pode ser obtido através da Eq. (3):

$$x_{max} = \frac{Q_{max}}{S} \quad (3)$$

em que  $Q_{max}$  é a carga correspondente ao valor máximo do alcance definido e  $S$ , a resolução do sensor. Após a concatenação dos valores das várias leituras numa ordem predefinida, um *string* é enviado com estes para o computador.

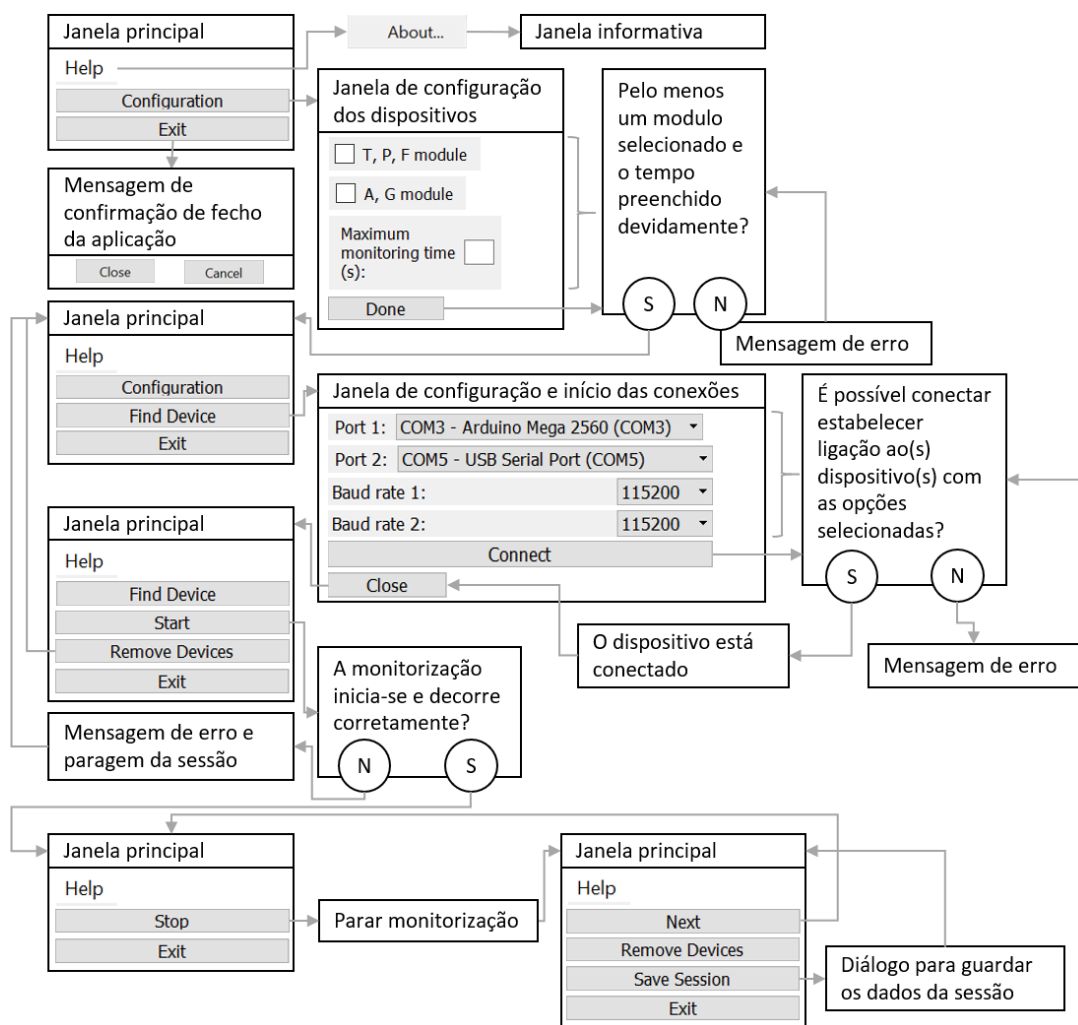
No modo de espera ou pausa, as leituras são paradas até que a próxima mensagem seja recebida para início do modo de leitura. O último modo de operação possibilita a comunicação com o amplificador atribuído ao sensor de força, sendo este apenas acessível a partir de um monitor de porta série, manualmente, na versão atual do sistema.

## 2.3. Desenvolvimento de software

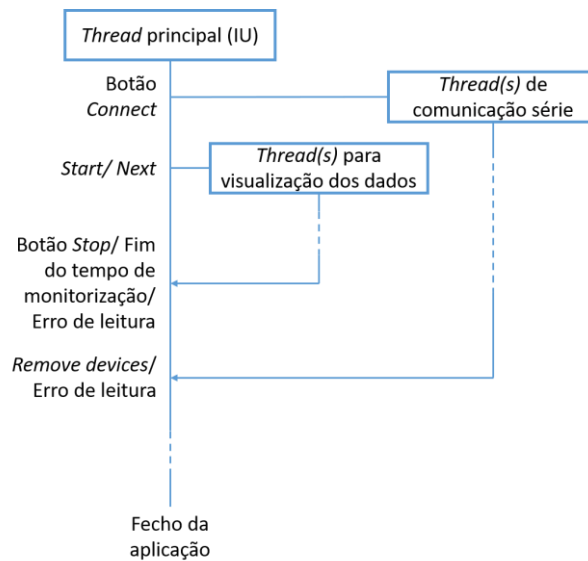
Para desenvolver o *software* a instalar no computador para monitorização, foi utilizado *Python*. A IU foi criada com recurso à ferramenta *Qt Designer*. Para proceder à associação de ações,

sinais e eventos com os elementos da IU, bem como a integração com as restantes funcionalidades do programa, recorreu-se à biblioteca *pyqt5*. No esquema da Figura 2 está representada a organização da IU, com as ações possíveis em cada janela e estado de operação.

No desenvolvimento de uma IU, deve ter-se em conta que o utilizador deve ter acesso permanente às funções da janela ou janelas que visualiza. Isto torna-se um aspeto crítico quando tarefas computacionalmente intensivas devem também ser processadas, possivelmente como resposta às ações do utilizador. Este é o caso da aplicação aqui descrita, em que foi necessário garantir a visualização e interatividade da IU, a comunicação com os módulos de aquisição de dados e a criação e atualização dos gráficos em tempo real. Para que estas tarefas pudessem ocorrer em simultâneo sem que isso resultasse no bloqueio da IU, recorreu-se a computação paralela, nomeadamente *multithreading*, conforme



**Figura 2. Representação esquemática da organização geral da IU, com as ações possíveis em cada janela e estado de operação.**



**Figura 3. Representação esquemática da implementação de *multithreading* no *software*.**

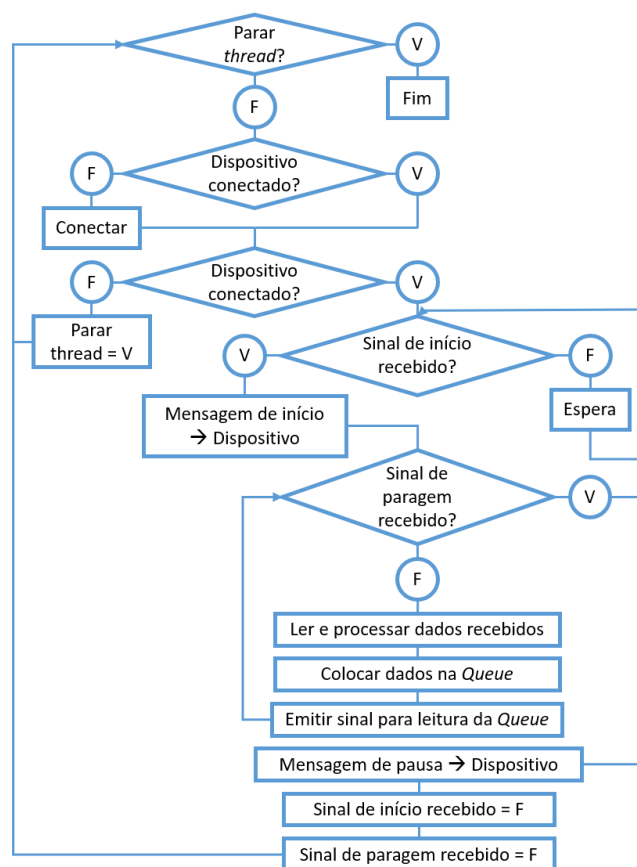
representada no esquema da Figura 3. A classe *Qthread* da biblioteca *pyqt5* foi utilizada para criar quatro tipos de *thread* distintos, sendo o principal relativo à IU gráfica. O segundo é criado para conexão e comunicação com um dos módulos de aquisição de dados, sendo o terceiro uma versão ligeiramente alterada do mesmo. O último *thread* destina-se à atualização dos gráficos com os dados recebidos. A comunicação entre os vários *threads* após a sua criação é feita através da troca de sinais, levando à execução de uma função específica.

Para a comunicação com os módulos de aquisição de sinal, foi utilizada a biblioteca *pyserial*, estando o código escrito para esta comunicação representado na Figura 4. De acordo com o definido no *firmware*, uma vez que a conexão aos dispositivos é efetuada com sucesso, assim que o sinal de início é recebido pelo *thread*, o caracter para início da leitura dos sensores é emitido. O temporizador para registo do tempo associado a cada conjunto de dados recebido é iniciado e o tempo é registado após a receção de cada novo conjunto de dados. Os dados são recebidos sob a forma de *string* de caracteres em que os valores de cada sensor se encontram separados por vírgulas. Estes são separados e, juntamente com o tempo associado à leitura, são colocados numa *queue*, método usado para transmissão dos dados aos *threads* alocados aos gráficos. De seguida, é enviado o sinal para leitura destes dados.

No que diz respeito à visualização dos dados, recorreu-se à biblioteca *pyqtgraph*, sendo que esta apresenta uma performance superior a alternativas como *matplotlib* em aplicações que requerem taxas elevadas de atualização dos gráficos. O código relativo à criação e atualização dos gráficos está representado na Figura 5. Para além da atualização dos gráficos, o mesmo *thread* que gere a atualização dos gráficos armazena os dados lidos da *queue*, enviando-os aquando do final de cada sessão para o *thread* principal. A atualização

dos gráficos é o principal fator limitante da taxa de aquisição neste sistema como um todo, pela exigência computacional que representa. Deste modo, e para maximização da performance do *software*, apenas um número predefinido de valores é mostrada no gráfico (20 pontos mais recentes), sendo o gráfico atualizado a uma taxa superior à de recepção e registo dos dados (a cada 0,15 s). Esta taxa de atualização significa que é possível a aquisição à taxa de 10 Hz predefinida, de uma forma mais fiável, sendo a diferença na taxa de atualização dos gráficos pouco perceptível ao utilizador.

Por fim, foi usado *PyInstaller* para criar uma aplicação para execução do programa em qualquer computador com Windows 10 instalado sem que seja necessária a instalação ou *download* de qualquer ficheiro ou programa adicional. Deste modo garante-se a comodidade e facilidade de distribuição do *software*.



**Figura 4. Representação esquemática do código escrito para conexão e comunicação com os módulos de aquisição de dados.**

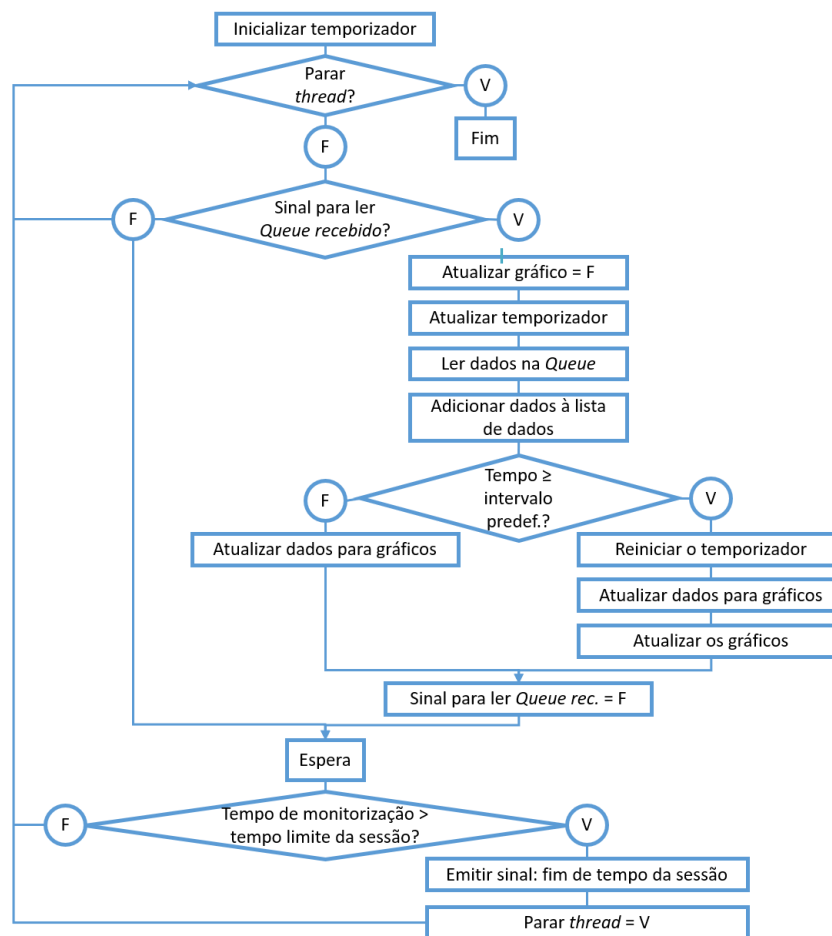
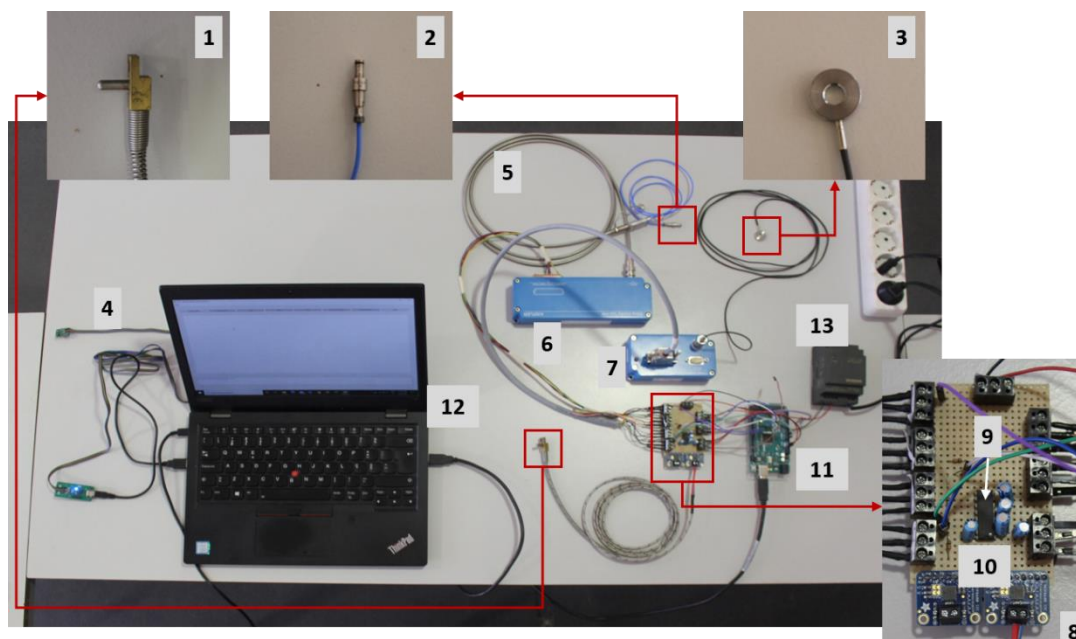


Figura 5. Representação esquemática do código escrito para atualização dos gráficos.

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

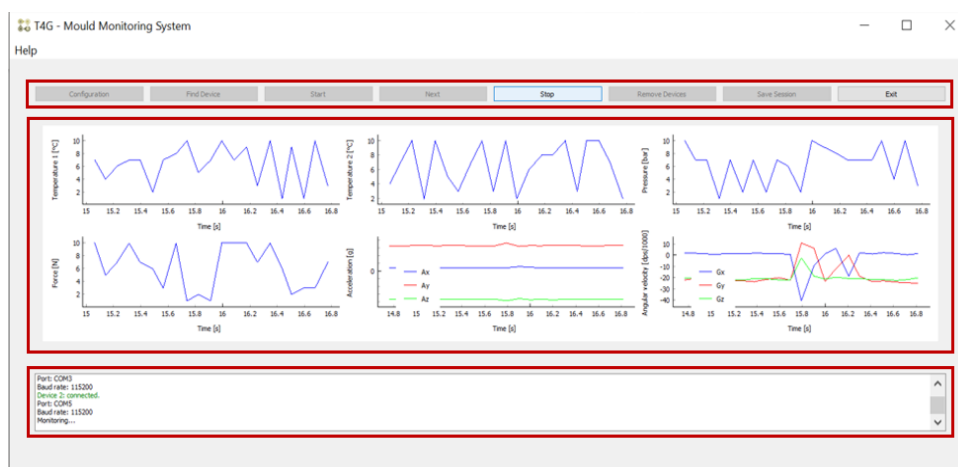
O sistema completo produzido a partir dos componentes referidos na secção anterior pode ser observado na Figura 6. Na Figura 7 pode ser visualizada uma imagem da janela principal durante uma sessão de monitorização, com as principais áreas identificadas. Como pode ser observado, o desenvolvimento do *software* permitiu a visualização de informação relevante ao processo de moldação por injeção, de interface simples e intuitiva, com a janela principal dividida em três zonas bem definidas. O topo da janela é onde podem ser encontrados os botões que permitem a interação com a mesma, a zona de maior área e com posição central destina-se aos gráficos e na área inferior podem ser visualizadas mensagens com o estado do sistema e opções aplicadas.

Para testar a performance da leitura, um temporizador foi implementado no código, ativando-se aquando da receção do sinal de início e terminando com a emissão do sinal de paragem. A partir da comparação do valor obtido deste contador com o valor inserido para a



**Figura 6. Sistema de monitorização desenvolvido, com os componentes identificados de acordo com os números atribuídos na Tabela 1.**

medição, e definindo um valor máximo de 0,1 s para a diferença entre ambos ao fim de 60 s



Área para botões

Área para visualização dos gráficos

Área para mensagens

**Figura 7. Imagem representativa da janela principal da aplicação desenvolvida, durante uma sessão de monitorização. Estão ainda identificadas as principais áreas que constituem esta janela.**

de operação, pôde confirmar-se que o sistema permite a aquisição e visualização dos dados provenientes dos 6 sensores em simultâneo, a uma taxa de 10 Hz, conforme pretendido. Este valor é apenas indicativo, já que está dependente da performance do computador utilizado, bem como da disponibilidade de recursos computacionais do mesmo. Poderá ser possível a aquisição de dados a taxas mais elevadas, não sendo, no entanto garantido que o tempo representado nos gráficos da aplicação corresponda à realidade. Ainda assim, os dados adquiridos poderão ser guardados para utilização posterior.



Tomando uma visão mais abrangente, para além dos objetivos específicos que levaram ao desenvolvimento deste sistema, a versão atual do mesmo tem algumas limitações a serem revistas. Por exemplo, é possível efetuar a leitura dos sensores definidos, no entanto, a flexibilidade para a incorporação de um maior número de sensores e de sensores de outros tipos é limitada, principalmente ao nível do *software*. Poderia ainda ser vantajosa a inclusão de um modo de monitorização sem visualização gráfica, permitindo taxas de aquisição superiores, bem como o envio direto dos dados para uma base de dados remota.

#### **4. CONCLUSÕES**

O sistema desenvolvido demonstra capacidades de aquisição de dados que respeitam os requisitos impostos pela aplicação a que se destina. Apresenta uma taxa de aquisição de dados de 10 Hz e permite a aquisição de dados de até seis sensores instalados no molde, incluindo de temperatura, pressão, força e vibração. Para aplicações em que o objetivo é a simples aquisição dos dados dos sensores no molde, providenciando a sua visualização em tempo real, o sistema representa uma alternativa viável à aquisição dos sistemas comercializados pelos fabricantes tradicionais. Estes apresentam geralmente soluções mais completas, integrando outras funcionalidades, essenciais na indústria, mas que os tornam bastante dispendiosos. Deste modo, o sistema desenvolvido apresenta-se como uma boa proposta de custo reduzido para monitorização do molde num contexto de investigação ou educativo. Assim, é adequado ao cumprimento da aplicação a que se destina, a recolha de dados de sensores no molde para manutenção preventiva e programada do mesmo.

A aplicação de aquisição e monitorização poderá, em versões futuras, ser alterada e personalizada de forma relativamente simples e pouco dispendiosa, antevendo-se assim elevado potencial para se tornar uma ferramenta de grande utilidade no desenvolvimento de algoritmos avançados de monitorização do molde. Uma das alterações que poderá ser implementada é a comparação dos valores a serem obtidos em tempo real com a gama de valores aceitáveis ou ideais, criando e aplicando um algoritmo cujo *output* permita a identificação, ainda durante o processo, de valores ou padrões anormais ou próximos dos limites operacionais. Isto poderá não só permitir ao *software* indicar a necessidade de manutenção, como a sugestão da alteração de parâmetros do processo para compensação ou mesmo a paragem do mesmo. Outros trabalhos futuros poderão ainda passar pela adaptação da comunicação entre os microcontroladores e o computador para tecnologia sem fios, bem como tornar possível a monitorização a partir de dispositivos móveis, em rede.

## AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi desenvolvido no âmbito do projeto mobilizador TOOLING4G – Advanced Tools for Smart Manufacturing (POCI-01-0247-FEDER-024516). Contou ainda com o apoio dos projetos com a referência UIDB/00481/2020 e UIDP/00481/2020 e CENTRO-01-0145-FEDER-022083, financiados pela FCT - Fundação para a Ciência e a Tecnologia; Programa Operacional Regional do Centro Portugal (Centro2020), no âmbito do PORTUGAL 2020, através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional. TG e MSC agradecem também à FCT pelo financiamento das bolsas com as referências SFRH/BD/143429/2019 e 2020.04681.BD, respetivamente.

## REFERÊNCIAS

- Ogorodnyk O, Martinsen K. Monitoring and Control for Thermoplastics Injection Molding A Review. *Procedia CIRP*. 2018;67:380–5. 9
- Vidal-Pardo A, Pindado S. Design and development of a 5-channel arduino-based data acquisition system (ABDAS) for experimental aerodynamics research. *Sensors (Switzerland)*. 2018;18(7).
- Subekti S, Pranoto H, Salmon BR, Yusuf SQ, Suyadiyanto S, Ariyadi AS, et al. Preventive maintenance of taper bearing using Arduino in the application of industry 4.0. *Int Res J Eng IT Sci Res*. 2020 Jul 8;6(4):1–14.
- HASCO. H1295/1/d1x11 Sensor térmico [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: [https://www.hasco.com/pt/Z/Tecnologia-de-controlo/Sonda/p/H1295\\_1\\_d1x11](https://www.hasco.com/pt/Z/Tecnologia-de-controlo/Sonda/p/H1295_1_d1x11)
- Kistler Group. Cavity Pressure Sensor, direct measuring  $\varnothing$ 4 mm Type 6157C [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: <https://www.kistler.com/en/product/type-6157c/>
- Kistler Group. 1-Component Force Sensors, Fz up to 80 kN / 17.9 klf Type Phase Out: 913XB [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: <https://www.kistler.com/en/product/type-phase-out--913xb/>
- Kistler Group. Extension Cable Single-Channel Technologie Type 1661A [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: <https://www.kistler.com/en/product/type-1661a/?application=97>
- Kistler Group. Multichannel Amplifier for the Injection Molding Industry, Type 5155A... User Manual [Internet]. Available from: <https://manualzz.com/doc/25791741/kistler-type-5155a-multi>
- Kistler Group. Instruction Manual ICAM – Industrial Charge Amplifier for Manufacturing Applications Type 5073A... [Internet]. Available from: <https://www.kistler.com/en/product/type-5073a/>
- Texas Instruments. MAX232 5-V dual channel 120kbps RS-232 line driver/receiver with +/-9V output & +/-2-kV ESD protection [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: [https://www.ti.com/product/MAX232?utm\\_source=google&utm\\_medium=cpc&utm\\_campaign=asc-null-null-GPN\\_EN-cpc-pf-google-ww&utm\\_content=MAX232&ds\\_k=MAX232&DCM=yes&gclid=CjwKCAiAm-2BBhANEiwAe7eyFKhO3nux1asRisgoHeJRjR0py9j\\_vH1W7cwjS\\_6H3qU85HvTuomWBoCFbYQAvD\\_BwE](https://www.ti.com/product/MAX232?utm_source=google&utm_medium=cpc&utm_campaign=asc-null-null-GPN_EN-cpc-pf-google-ww&utm_content=MAX232&ds_k=MAX232&DCM=yes&gclid=CjwKCAiAm-2BBhANEiwAe7eyFKhO3nux1asRisgoHeJRjR0py9j_vH1W7cwjS_6H3qU85HvTuomWBoCFbYQAvD_BwE)
- Rembor K. Adafruit MCP9600 I2C Thermocouple Amplifier [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: <https://learn.adafruit.com/adafruit-mcp9600-i2c-thermocouple-amplifier/overview>
- Microchip Technology inc. MCP960X/LOX/RL0X [Internet]. Available from: <https://www.microchip.com/wwwproducts/en/MCP9600#additional-features>
- Arduino. Arduino Mega 2560 Rev3 [Internet]. [cited 2021 Mar 2]. Available from: <https://store.arduino.cc/arduino-mega-2560-rev3>

# DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA EM OPEN-SORCE PARA MONITORIZAÇÃO DO MOLDE DE INJEÇÃO

Tiago E.P. Gomes <sup>1</sup>, Mylene S. Cadete <sup>2</sup>, Victor Neto <sup>3</sup>, J.A. Ferreira <sup>4</sup>, Renato Febra <sup>5</sup>, João Silva <sup>6</sup>,  
Tiago Noversa <sup>7</sup>, A.J. Pontes <sup>8</sup>

<sup>1,2,3,4</sup> TEMA - Centro de Tecnologia Mecânica e Automação, Universidade de Aveiro, Portugal,

<sup>1</sup>tiago.emanuel.gomes@ua.pt, <sup>2</sup>mylene@ua.pt, <sup>3</sup>vneto@ua.pt, <sup>4</sup>jaff@ua.pt

<sup>5</sup> Geco – Gabinete Técnico e Controlo de Moldes em Fabricação Lda, Portugal, renato\_febra@geco-moldes.pt

<sup>6</sup> CeNTI - Centro de Nanotecnologia e Materiais Técnicos, Funcionais e Inteligentes, Portugal, jmsilva@centi.pt

<sup>7,8</sup> IPC - Institute for Polymers and Composites, Universidade do Minho, Portugal, <sup>7</sup>tiagonoversa@dep.uminho.pt,  
<sup>8</sup>pontes@dep.uminho.pt

## RESUMO

O presente trabalho descreve um sistema de *software open-source* para monitorização de um molde de injeção, no contexto do projeto mobilizador TOOLING4G. Este sistema inclui um módulo de aquisição de dados baseado num microcontrolador *Arduino*, que pode ser ligado a qualquer computador via porta USB. Foi ainda desenvolvida uma aplicação, escrita em *Python*, que inclui uma interface com o utilizador (IU) e está preparada para receber dados de um segundo módulo de aquisição de dados. No presente estado de desenvolvimento, o sistema permite i) a visualização em gráficos de dados, correspondentes a um máximo de seis sensores, adquiridos a uma taxa de 10 Hz e ii) a gravação dos dados adquiridos para análise e uso posterior.

Palavras-chave: Monitorização do molde / Aquisição de dados / Interface com o utilizador / Open-Source Software

## 1. INTRODUÇÃO

Com o advento da indústria 4.0, uma das grandes tendências na indústria da injeção de plásticos é a aplicação de algoritmos para previsão de falhas no processo. Estes algoritmos, desenvolvidos com base em dados obtidos de vários sensores aplicados no molde, são úteis na manutenção preventiva e ajuste dos parâmetros de injeção, em tempo útil, diminuindo o número de peças rejeitadas (Ogorodnyk, 2018). Os equipamentos de aquisição de dados tradicionalmente usados na indústria dos moldes, de elevada qualidade e fiabilidade, implementam soluções próprias de monitorização e controlo, sendo dispendiosos e de software fechado. Não permitem assim, a flexibilidade necessária ao desenvolvimento de aplicações que incluam software e hardware personalizados. Assim, o desenvolvimento de um sistema de aquisição de dados em *software open-source* apresenta-se como uma solução interessante para dinamizar e implementar alguns conceitos da indústria 4.0 na área dos moldes. Estes sistemas vêm permitir que centros de investigação e ensino e empresas participem no desenvolvimento de novas soluções personalizadas e dedicadas a resolver problemas específicos a cada um, não solucionáveis utilizando sistemas comerciais. Exemplos de sistemas de monitorização, respondendo a limitações similares, aparecem na literatura aplicados a estudos de aerodinâmica ou monitorização do desgaste em componentes mecânicos (Vidal-Pardo, 2018; Subekti, 2020). Nestes, um microcontrolador recebe os dados dos sensores, que transmite a um computador, via USB. Neste, software permite visualizar e/ou guardar os dados. O software pode ser programado recorrendo a *Matlab*, *LabView* ou *Python*, entre outros. No trabalho atual pretende-se monitorizar a pressão e temperatura na cavidade, bem como a força de extração e vibração do molde.

## 2. DESCRIÇÃO

O sistema foi inicialmente desenvolvido com base num *Arduino Mega 2560*. Dos sensores (dois de temperatura, um de pressão e um de força) os sinais são adquiridos, condicionados e transmitidos ao microcontrolador por entrada digital para a temperatura ou analógica para os restantes. O *Arduino* comunica os dados via USB ao computador, onde uma aplicação, desenvolvida em *Python*, faz a leitura e implementa a IU, permitindo que os dados de cada sessão sejam guardados. Posteriormente, esta foi adaptada para receber dados de uma segunda ligação USB, provenientes de uma placa com acelerómetros e giroscópios 3D para monitorizar vibrações no molde. Na Figura 1 está representado esquematicamente o sistema descrito, atualmente na fase inicial de testes com os sensores e respetivo molde.



Fig. 1 – Representação esquemática do sistema de aquisição de baixo custo em desenvolvimento. A imagem central corresponde à IU desenvolvida.

## 3. CONCLUSÕES

O sistema desenvolvido demonstra capacidades de aquisição de dados que respeitam os requisitos impostos pela aplicação a que se destina. Apresenta uma taxa de aquisição de dados de 10 Hz e permite a aquisição de dados de seis sensores instalados no molde, incluindo de temperatura, pressão, força e vibração. A aplicação de aquisição e monitorização poderá, em versões futuras, ser alterada e personalizada de forma relativamente simples e pouco dispendiosa, antevendo-se assim elevado potencial para se tornar uma ferramenta de grande utilidade no desenvolvimento de algoritmos avançados de monitorização do molde.

## AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi desenvolvido no âmbito do projeto mobilizador TOOLING4G – Advanced Tools for Smart Manufacturing (POCI-01-0247-FEDER-024516). Contou ainda com o apoio dos projetos com a referência UIDB/00481/2020 e UIDP/00481/2020 e CENTRO-01-0145-FEDER-022083, financiados pela FCT - Fundação para a Ciência e a Tecnologia; Programa Operacional Regional do Centro Portugal (Centro2020), no âmbito do PORTUGAL 2020, através do Fundo Europeu de Desenvolvimento Regional. TG agradece também à FCT pelo financiamento da bolsa com a referência SFRH/BD/143429/2019

## REFERÊNCIAS

- Ogorodnyk O, Martinsen K. 2018. Monitoring and Control for Thermoplastics Injection Molding A Review, *Procedia CIRP*, 67, p. 380–5.
- Vidal-Pardo A, Pindado S. 2018. Design and development of a 5-channel arduino-based data acquisition system (ABDAS) for experimental aerodynamics research, *Sensors (Switzerland)*, 18 (7).
- Subekti S, Pranoto H, Salmon BR, Yusuf SQ, Suyadiyanto S, Ariyadi AS, *et al.* 2020. Preventive maintenance of taper bearing using Arduino in the application of industry 4.0, *Int Res J Eng IT Sci Res*, 6 (4), p. 1–14.

# MEDIÇÃO DE DEFORMAÇÕES POR CONTACTO E POR VIA ÓPTICA EM ENSAIOS DE COMPRESSÃO AXIAL EM PAREDES DE ALVENARIA

Ana Marques <sup>1</sup>, Luís Martins <sup>2</sup>, João Ferreira <sup>3</sup>, Paulo Candeias <sup>4</sup> & Rosário Veiga <sup>5</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Edifícios, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [aimarques@lnec.pt](mailto:aimarques@lnec.pt)

<sup>2</sup> Centro de Instrumentação Científica, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [lfmartins@lnec.pt](mailto:lfmartins@lnec.pt)

<sup>3</sup> CERIS, Instituto Superior Técnico, Universidade de Lisboa, Portugal, [joao.gomes.ferreira@tecnico.ulisboa.pt](mailto:joao.gomes.ferreira@tecnico.ulisboa.pt)

<sup>4</sup> Departamento de Estruturas, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [pcandeias@lnec.pt](mailto:pcandeias@lnec.pt)

<sup>5</sup> Departamento de Edifícios, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, [rveiga@lnec.pt](mailto:rveiga@lnec.pt)

## RESUMO

Esta comunicação apresenta os resultados das medições de deformação por contacto e por via óptica, efetuadas em contexto experimental de ensaios destrutivos de compressão axial de paredes de alvenaria, para avaliação da sua capacidade resistente. Atendendo à necessidade de medição de deformações até um nível próximo da rotura, foi desenvolvido um sistema óptico de medição, alternativo à solução instrumental convencional de medição por contacto com recurso a transdutores de deslocamento. Este trabalho promove uma comparação entre os resultados – módulo de elasticidade e coeficiente de *Poisson* – obtidos pelas duas vias instrumentais estudadas.

Palavras-chave: Ensaios de compressão axial / Paredes de alvenaria de tijolo cerâmico / Deformação / Medição

## 1. INTRODUÇÃO

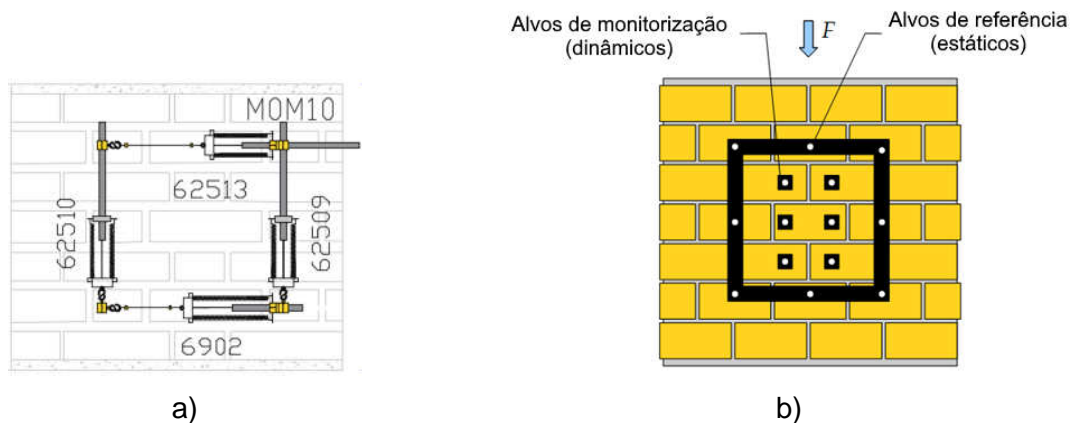
Dada a sua natureza destrutiva, os ensaios de compressão axial de paredes de alvenaria promovem a fratura e o colapso dos provetes ensaiados. O recurso a instrumentação convencional, por exemplo transdutores de deslocamento, para a medição de deformações próximas da rotura apresenta um elevado risco de perda de integridade física das cadeias de medição por contacto utilizadas. Por este motivo, é cada vez mais frequente o recurso a sistemas e algoritmos ópticos não invasivos neste contexto experimental.

Esta comunicação descreve a solução desenvolvida para os trabalhos experimentais realizados por Marques [2020], visando a medição ótica de deformações em provetes de alvenaria sujeitos a ensaios de compressão axial [Martins *et al.*, 2020], sendo efetuada uma comparação entre os resultados – módulo de elasticidade e coeficiente de *Poisson* – suportados nas medições simultâneas da deformação com e sem contacto.

## 2. METODOLOGIA

Provetes de paredes de alvenaria com dimensões de 80 x 80 cm<sup>2</sup>, compostos por tijolos cerâmicos maciços e furados, foram submetidos a ensaios de compressão axial. Estes provetes foram instrumentados de forma convencional, mediante a aplicação de quatro transdutores de deslocamento em cada face (dois para a medição da deformação na direção da força aplicada, visando a determinação do módulo de elasticidade estático, e outros dois para a medição da deformação na direção perpendicular à força aplicada, de modo a permitir a determinação do coeficiente de *Poisson*), conforme se mostra na Figura 1 a). A solução de medição ótica aplicada

consistiu na utilização de uma única câmara com uma posição e orientação espacial que permitiu a visualização de um conjunto de alvos, distribuídos de maneira equilibrada por diferentes regiões (numa região estática montada em redor do provete e na superfície – dinâmica – do provete ensaiado), conforme se ilustra na Figura 1 b). As medições de deformação obtidas por ambas as vias instrumentais suportaram o cálculo dos valores médios dos módulos de elasticidade e coeficiente de *Poisson* que se apresentam na Tabela 1.



**Fig. 1 – Representação esquemática da instrumentação utilizada: a) convencional e b) ótica**

**Tabela 1 – Módulo de elasticidade e coeficiente de *Poisson* calculado através das medições das deformações provenientes dos dois sistemas de instrumentação**

Tipo de alvenaria		Sistema convencional		Sistema ótico	
		Módulo de elasticidade (MPa)	Coefficiente de <i>Poisson</i> (-)	Módulo de elasticidade (MPa)	Coefficiente de <i>Poisson</i> (-)
Tijolo furado	<b>Valor médio</b>	<b>1418</b>	<b>0,13</b>	<b>974</b>	<b>0,32</b>
	Desvio-padrão	316	0,10	294	0,10
	Coefficiente de variação	0,22	0,87	0,30	0,17
Tijolo maciço	<b>Valor médio</b>	<b>1850</b>	<b>0,28</b>	<b>1308</b>	<b>0,31</b>
	Desvio-padrão	226	0,20	279	0,10
	Coefficiente de variação	0,12	0,59	0,21	0,33

### 3. CONCLUSÕES

Os resultados apresentados na Tabela 1 mostram uma proximidade entre valores calculados por ambas as vias instrumentais estudadas. Contudo, nos trabalhos experimentais realizados, a medição por contacto evidenciou uma maior dispersão de valores, associada à montagem mecânica dos transdutores de deslocamento na superfície dos provetes.

### REFERÊNCIAS

- Marques, A.I., 2020, Ensaio acústicos e de macacos planos em alvenarias resistentes. Tese de Doutoramento em Engenharia Civil; Universidade de Lisboa – Instituto Superior Técnico; Lisboa.
- Martins, L., Marques, A.I., Ribeiro, A.S., Candeias, P.X., Veiga, M.R., Ferreira, J.G. 2020, Optical Measurement of Planar Deformations in the Destructive Mechanical Testing of Masonry Specimens; Applied Sciences, Vol. 10, 371. DOI:10.3390/app10010371.



## Simulação dinâmica de um sistema para apoiar o processo de ajuste do molde de injeção

*Batista, F. C.<sup>1,2</sup>, Ribeiro, R.<sup>3</sup>, Martinho, P. G.<sup>1,2</sup> and Sousa, C. C.<sup>1</sup>*

<sup>1</sup> Escola Superior de Tecnologia e Gestão, Politécnico de Leiria, Leiria, Portugal

<sup>2</sup> Centro para o Desenvolvimento Rápido e Sustentado de Produto, Politécnico de Leiria, Marinha Grande, Portugal

<sup>3</sup> MBM - Metalúrgica Biosa Da Maceira, Lda.

carlos.sousa@ipleiria.pt; fernando.batista@ipleiria.pt; pedro.martinho@ipleiria.pt



### RESUMO

O fabrico de moldes de injeção de plástico inclui uma fase de ajustamento das superfícies de contacto, quando do fecho do molde. O correto ajustamento destas superfícies de contacto depende a boa performance do molde. Dependendo da dimensão do molde, há um processo de ajustamento artesanal de queda que envolve elevadas cargas de impacto. Estas cargas são geradas pela elevada energia cinética da parte do molde em queda na operação de fecho, a qual não pode ser transmitida integralmente ao solo, atendendo aos danos que as vibrações produzidas podem provocar nas estruturas adjacentes.

O presente trabalho visa avaliar o impacto gerado pela força de fecho e estudar o comportamento de uma solução com o objetivo de reduzir as vibrações transmitidas. As principais conclusões mostram que a incorporação de elementos de absorção de energia na estrutura de suporte, permitem amortecer e reduzir substancialmente as cargas transmitidas ao solo.

Palavras-chave: Molde de injeção / fecho / impacto / energia cinética / energia de deformação.

## 1. INTRODUÇÃO

O ajuste que é sempre necessário fazer aos moldes tem uma complexidade crescente que é proporcional ao seu tamanho. Os níveis de acabamento das peças moldadas são dependentes do nível de ajuste conseguido (Josh Kauzlarich, 2020). Este trabalho é atualmente realizado com prensas específicas que permitem simular até uma determinada força de fecho e manipular o molde para ser ajustado. Há várias empresas que fornecem essa solução como a Millutensil (<http://www.millutensil.com>) ou SXKH (<http://www.sxkhglobal.com>). Estas soluções são caras e não permitem a simulação de uma pressão de fecho equivalente ao processo de injeção. Para resolver este problema é por vezes deixado cair o molde sobre o outro sem grande controlo num processo muito artesanal e pouco pratico. O projeto aqui proposto vem tentar resolver esse problema.

O processo de fecho dos moldes presente neste projeto envolve cargas elevadas de choque que se propagam verticalmente na estrutura. Estas cargas são geradas pela elevada energia cinética do molde em queda. Esta energia não pode ser totalmente transmitida para o solo porque as ondas de vibração geradas iriam provocar danos nas estruturas adjacentes.

Para reduzir esta energia transmitida ao pavimento foi encontrado um material elastomérico reforçado com tecido que ao deformar-se absorve a energia cinética do impacto. Este material é colocado sob a estrutura que suporta o molde inferior.

Este material elastomérico, “Fabreeka pad” (placa) é produzido pela empresa FABREEKA (Catálogo Fabrekka, 2020) que comercializa várias placas deste material com espessuras diferentes. Estas placas são utilizadas na construção civil, em equipamentos de testes de vibrações e nas fundações de máquinas ferramentas.

## 2. SIMULAÇÃO DE UM CASO

A máquina projetada é bastante complexa e para validar a utilização das placas com o material da FABREEKA (Catálogo Fabrekka, 2020) recorreu-se ao programa de elementos finitos comercial Ansys (Ansys User's Manual, 2019). Antes de realizar as simulações da máquina foi simulado um caso simples de aplicação das placas que a própria empresa do material dá como exemplo para a seleção das placas. Desta forma poderemos ter mais alguma confiança nos resultados do modelo numérico de toda a máquina.

O processo de choque gerado pela queda do molde é um problema numérico não linear de curta duração, inferior a 0,1 segundos. Estes problemas são resolvidos com métodos numéricos explícitos (Matthew W. Salveson, 1996) que entram em conta com a velocidade da deformação elástica dos materiais na superfície de contacto dos corpos. O processo é de elevada complexidade pelo que só determinados softwares comerciais conseguem gerir de forma autónoma o processo iterativo de resolução das equações não lineares de contacto. Neste

sentido foi usado o módulo “Explicit Dynamics” da Ansys (Ansys Explicit Dynamics Analysis Guide, 2017).

O caso aqui sugerido é de um isolamento de uma fundação. Um bloco de aço cai de uma determinada altura sobre uma base de betão e provoca uma deformação no betão. Pretende-se colocar uma placa isoladora FABREEKA para absorver parte da energia cinética e reduzir a força transmitida ao betão. Dados do problema: A massa do bloco em queda é de 2000 *lbs* (*m*), altura de queda é de 1,27 *m* (*h*), a deformação no betão é de 0,397 *mm* (*D*) e pretende-se que a força transmitida (*F*<sub>2</sub>) ao betão seja 1/4 da força transmitida inicial (*F*<sub>1</sub>) sem a placa isoladora.

## 2.1 Resolução analítica sugerida

- Passo 1 - No instante antes do contacto da placa com o betão a energia cinética é igual a energia potencial,

$$E_c = E_p = m \cdot g \cdot h = 11\,300\,J \quad (1)$$

- Passo 2 - Após o choque inicial no betão a energia cinética é transformada em energia de deformação,

$$E_c = E_{\text{deformação}} = \frac{1}{2} \cdot F_1 \cdot D \Rightarrow F_1 = 56\,916\,560\,N \quad (2)$$

- Passo 3 - Pretendemos que a força transmitida, *F*<sub>2</sub>, seja 1/4 da força *F*<sub>1</sub>, ou seja,

$$F_2 = 0,25 \cdot F_1 = 14\,229\,100\,N \quad (3)$$

O que vai reproduzir uma deformação final no betão, *D*<sub>s</sub>, o que corresponde a uma energia de deformação final do betão, *E*<sub>s</sub>,

$$D_s = 0,25 \cdot D = 0,09925\,mm \Rightarrow E_s = \frac{1}{2} \cdot F_2 \cdot D_s = 706\,J \quad (4)$$

- Passo 4 - A energia de deformação que a placa terá de absorver é:

$$E_f = E_c - E_s = 10\,591,8\,J \quad (5)$$

Assim a placa vai absorver 93,7 % da energia cinética.

- Passo 5 - Se limitarmos, por motivos de segurança, a tensão sobre a placa para 6,9 *MPa*, podemos determinar a área da placa,

$$A_f = \frac{F_2}{\sigma} = 2,062\,m^2 \quad (6)$$

- Passo 6 - Com a relação entre a energia cinética por unidade de volume e a tensão gerada na placa, a FABREEKA sugere uma expressão para calcular a espessura da placa:

$$T_f = \frac{985000 \cdot E_f}{A_f \cdot \sigma^{5/3}} = 20,23\,mm, \quad (7)$$

- **Passo 7** - Cálculo da deformação da placa com a Lei de Hooke da FABREEKA:

$$D_f = T_f \cdot \left(\frac{\sigma}{E_{yf}}\right)^{\frac{2}{3}} = 1,8 \text{ mm, com } E_{yf} = 255,2 \text{ MPa} \quad (8)$$

## 2.2 Análise de elementos finitos

- Para simular a base foi escolhido um betão com a mesma rigidez, ou seja,

$$K = \frac{F1}{D} \quad (9)$$

Na Fig. 1 temos o esquema de blocos utilizado no Ansys e Fig. 2 estão indicadas as malhas dos três corpos. A malha do conjunto ficou condicionada pela reduzida espessura da Placa. Após a queda do Bloco a Placa e o Betão deformam-se como é visível nas Fig. 3 e Fig. 5. Esse contacto gera tensões normais representadas nas Fig. 4 e Fig. 6.

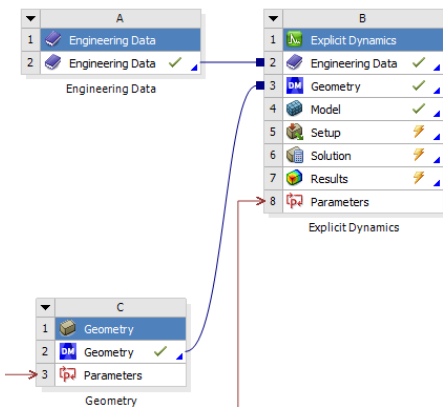


Fig. 1 - Esquema do projeto

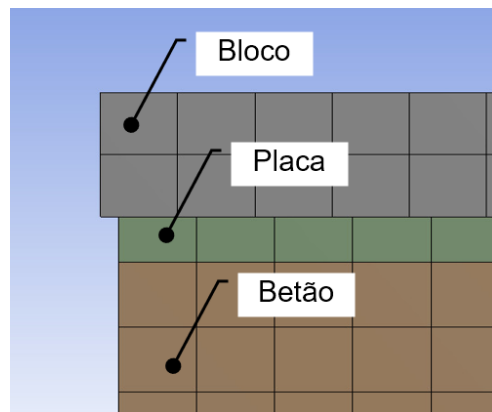


Fig. 2 - Malha do Bloco, Placa e do Betão

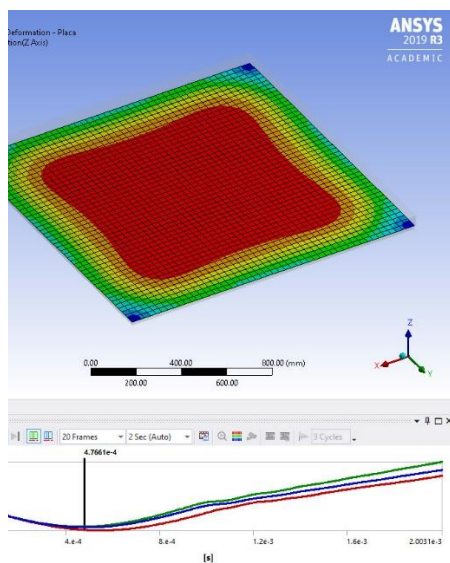


Fig. 3 - Deslocamento da Placa

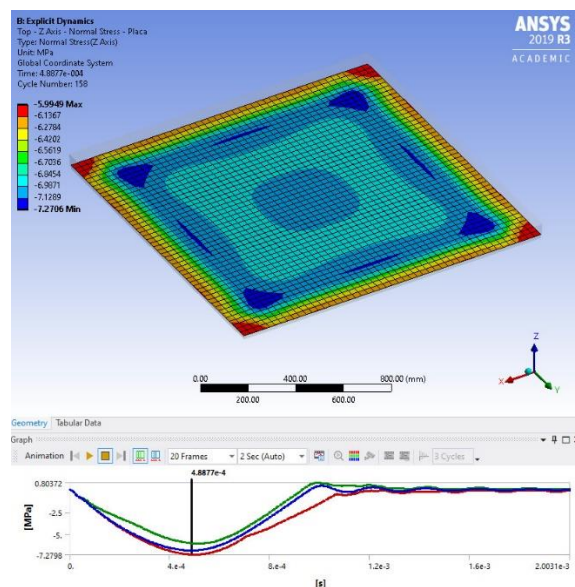


Fig. 4 - Tensões normais na Placa

### 2.3 Conclusão

- Os deslocamentos médios na placa (Fig. 3) estão na ordem de  $1,44\text{ mm}$  o que não é muito diferente do valor  $D_f = 1,8\text{ mm}$ .
- Os deslocamentos médios do Betão (Fig. 5) estão na ordem de  $0,11\text{ mm}$  o que corresponde ao  $D_s = 0,09925\text{ mm}$  calculado analiticamente.
- As tensões normais médias na Placa e no Betão (Fig. 4 e Fig. 6) estão próximas de  $6,9\text{ MPa}$  e que coincide com os resultados analíticos.

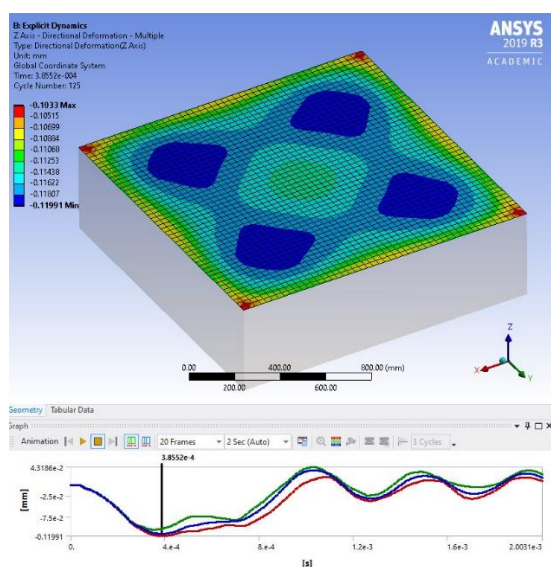


Fig. 5 - Deslocamento do Betão

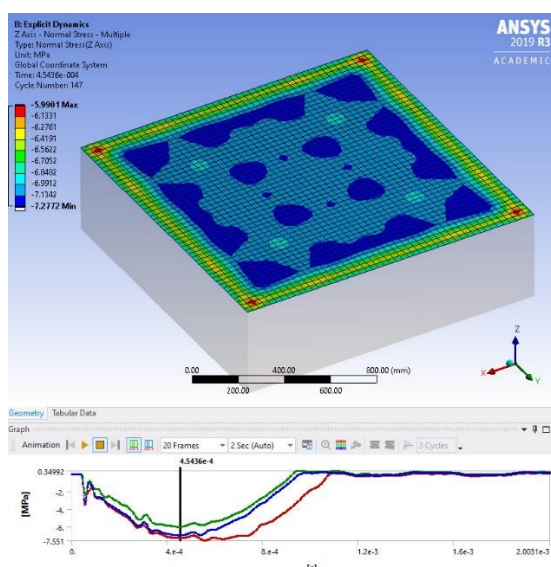


Fig. 6 - Tensões normais no Betão

### 3. SISTEMA ERGOSYSTEM

O equipamento a projetar Fig. 7 destina-se a permitir rentabilizar o trabalho de ajuste de moldes de injeção com as seguintes capacidades:

- Deslocar as duas partes do molde para posição de trabalho dos operadores de bancada.
- Realizar movimentos controlados de ambas as partes.
- Permitir o fecho do molde segundo o eixo vertical.
- Permitir que o molde superior realize, de forma controlada, uma queda sobre a molde inferior para, desta forma, simular a força de fecho e permitir verificar a perfeição de contacto ou não contacto a partir de marcador colorido colocado previamente nas superfícies em causa.

O impacto do molde superior sobre o molde inferior na queda gera um conjunto de esforços de impacto elevados sobre toda a estrutura que suporta o molde inferior, que iremos tentar aqui quantificar.

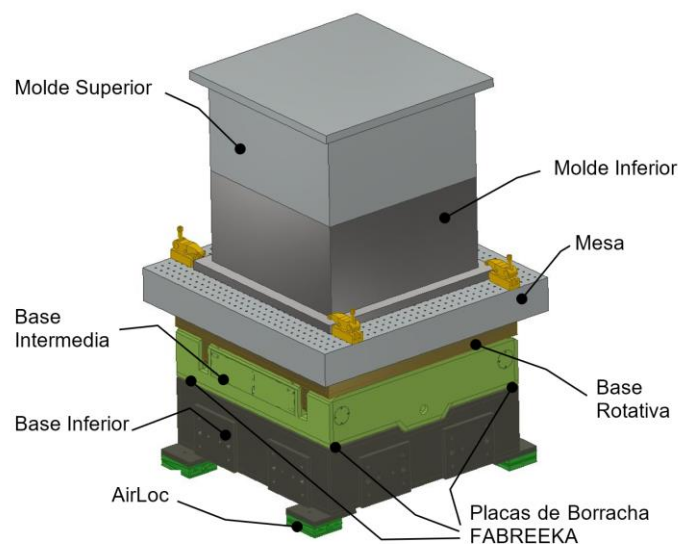
A energia cinética do molde superior terá de ser absorvida pela estrutura inferior de suporte, levando a que haja momentaneamente uma carga vertical na estrutura inferior, muito superior ao valor de carga estática que corresponde ao peso do molde superior.



Estas estruturas terão de suportar/absorver as cargas transmitidas sem sofrer qualquer deformação plástica. Os apoios da estrutura inferior (AirLoc) serão os principais pontos críticos, e terão de ter uma atenção redobrada.

A introdução de sistemas de absorção de energia (amortecimento), sem perturbação do rigor posicional da estrutura irá reduzir a energia transmitida às máquinas vizinhas.

Na Fig. 7 estão identificadas as partes mais importantes da estrutura de suporte do molde inferior que será fixado na Mesa. De forma simples, temos dois blocos que representam o Molde Inferior que é fixo a uma mesa e o Molde Superior que irá sofrer uma queda controlada por guias que não estão indicadas na Fig. 7.



**Fig. 7 - Modelo CAD da estrutura de suporte do ErgoSystem**

### 3.1 Análise de elementos finitos

A simulação computacional da estrutura de forma completa é um processo demasiado pesado e bastante moroso em termos computacionais.

Para simplificar, foram identificados os vários corpos que compõe a estrutura e em função do seu papel no movimento de fecho dos moldes realizou-se uma simplificação dessas geometrias.

Para além desta aproximação foi assumido que o problema tem dois planos de simetria verticais o que nos permite analisar apenas 1/4 da estrutura e tornar assim o problema computacional mais leve e com as condições de simetria o cálculo é mais estável no processo de queda (Yeh and Huang, 2014).

Foram assumidas as dimensões principais da estrutura da Fig. 7 e assumiu-se que o Molde Superior e o Molde Inferior terão uma massa de 6 toneladas cada um e com dimensões gerais de  $1200 \times 1200 \times 600\text{mm}$  (base x altura). Cada uma das 4 placas Fabreeka tem uma área de  $590\text{ cm}^2$  e uma espessura de  $13\text{ mm}$ .



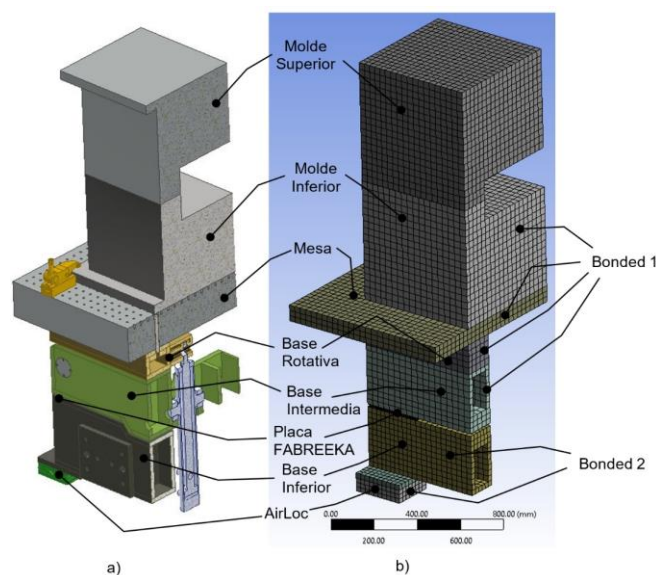
Foram atribuídas as características de um aço de construção a todos os corpos excepto as 4 placas, Tabela 1.

Na Fig. 8 a) e Fig. 9 a). temos o modelo CAD que representa 1/4 do modelo CAD, Fig. 7.

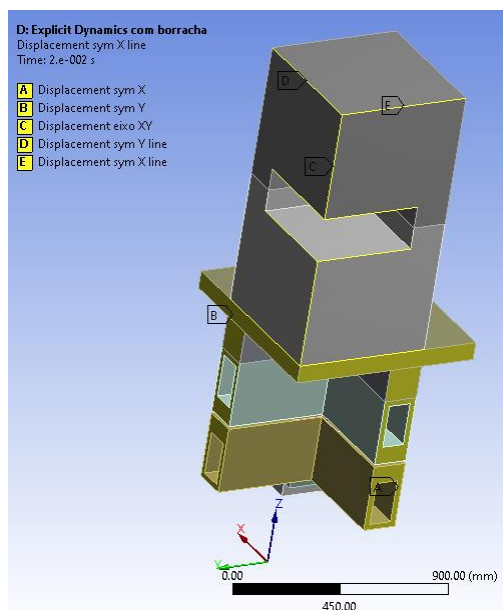
**Tabela 1 - Características dos materiais**

Material	Modulo de Elasticidade (E)	Coefficiente de Poisson ( $\nu$ )	Densidade ( $\rho$ )
Aço dos corpos	200 GPa	0,3	7850 kg/m <sup>3</sup>
Placas	70 GPa	0,3	1185 kg/m <sup>3</sup>

Na Fig. 8 b) podemos ver o modelo de elementos finitos de cada um dos corpos que constitui a estrutura. O conjunto tem 22380 elementos finitos hexaédricos e elementos de contacto. Estes elementos de contacto foram estabelecidos entre os dois Moldes, entre a Placa e a Base Intermedia e entre a Placa e a Base Inferior. Os outros corpos foram ligados rigidamente (Bonded 1 e Bonded 2), Fig. 8 b). Desta forma é possível obter as tensões de contacto entre os dois moldes e entre a Placa e as Bases respectivas.



**Fig. 8 - Malha de elementos finitos de 1/4 do conjunto.**



**Fig. 9 - Condições de fronteira - planos de simetria**

Na Fig. 9 estão indicadas as condições de fronteira de simetria. Para não influenciar a superfície de contacto entre os dois moldes foram apenas impostas restrições de movimento às arestas indicadas.

### 3.2 Condições iniciais

No processo de afinação do molde, o Molde Superior é deixado cair de várias alturas para induzir forças de choque nas superfícies da junta. Na presente simulação foi elevado o Molde Superior a uma altura de 5 mm e foi deixado cair sobre o Molde Inferior. Foi imposto que a

base inferior do AirLoc é fixa, pois será por aqui que irá haver transmissão de esforços para o pavimento com as respetivas vibrações.

Foi utilizado o modulo “Explicit Dynamics” do Ansys para realizar a simulação de queda. Todo o processo energético de deformação no choque e na queda que acontece ao longo do tempo da simulação é gerido pelo próprio modulo. Apenas precisamos de indicar a altura de queda (o que se traduz numa velocidade inicial) e o sentido da aceleração da gravidade.

A condição inicial de queda de 5 mm,  $h$ , corresponde a uma velocidade inicial,  $v_0$ , ou seja, uma condição inicial do problema dinâmico, Eq. (10).

$$v_0 = \sqrt{2gh} = 313,155 \text{ mm/s, com } g = 9806,6 \text{ mm/s}^2 \quad (10)$$

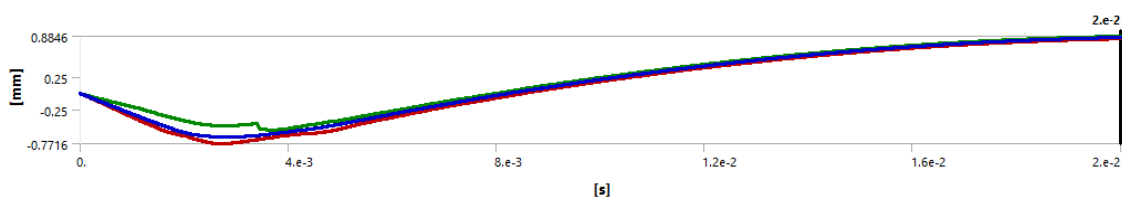
Desta forma a simulação é realizada com os dois moldes em contacto, mas com a imposição de uma velocidade inicial,  $v_0$ , ao Molde Superior. O choque entre os moldes é feito num instante de tempo muito pequeno. Após algumas simulações definiu-se o tempo de simulação entre 0s e 0.02s. O tempo de integração no processo de calculo é gerido pelo próprio modulo “Explicit Dynamics”. No output dos resultados escolheu-se uma resolução de 1000 pontos.

Para demonstrar as vantagens da colocação da Placa FABREKKA realizaram-se dois simulações, um modelo sem as Placas e outro modelo com Placas. Desta forma vamos analisar o quanto é importante a colocação das Placa FABREKKA na transmissão de esforços entre os corpos e o esforço transmitido diretamente para o pavimento.

### 3.3 Resultados do modelo sem Placa

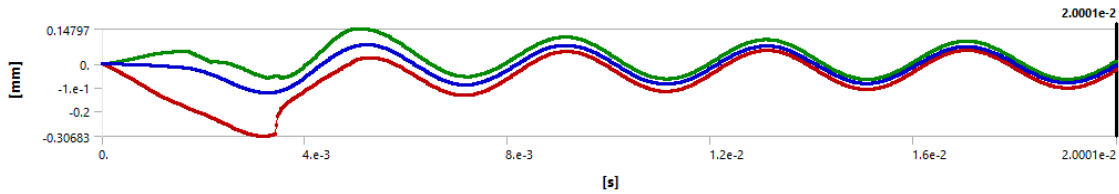
Neste modelo foi usada a malha de elementos finitos presentes na Fig. 8 b) sem a Placa, assim a Base Inferior e a Base Intermédia foram ligadas rigidamente. Ficando assim o modelo com todos os corpos ligados rigidamente (Bonded 1 + Bonded 2) expeto o Molde Superior. Os outputs respeitantes às superfícies são apresentados ao longo do tempo com 3 curvas, valores máximos a verde, valores mínimos a vermelho e valores médios a azul. Todos os gráficos dos resultados têm estas 3 curvas.

O Molde Superior ao chocar no Molde inferior sofre, após um pequeno deslocamento vertical para baixo, uma resposta vertical ascendente como se pode ver na Fig. 10.



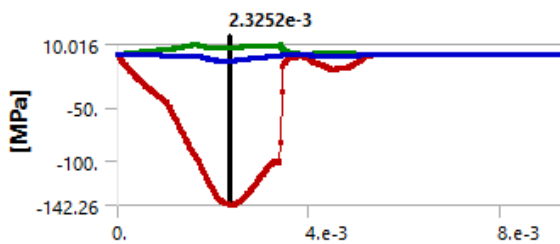
**Fig. 10 - Deslocamento vertical do Molde Superior do modelo sem placa**

O Molde Inferior recebe essa energia de choque e fica a vibrar segundo uma curva harmónica, Fig. 11.

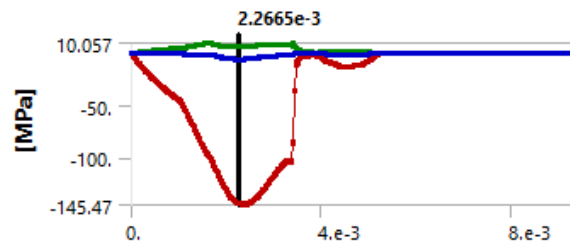


**Fig. 11 - Deslocamento vertical do Molde Inferior do modelo sem placa**

O choque entre os dois moldes vão gerar Tensões Normais de Contacto nas duas superfícies. Podemos observar na Fig. 12 e Fig. 13 o instante do choque e os valores de tensão. Pelo facto de termos uma densidade de malha algo grosseira nas superfícies de contacto entre os moldes, encontramos alguns picos de tensão nalguns elementos finitos e estão representados no gráfico pela curva vermelha. Fomos olhar apenas para a tensão média, linha a azul. O valor mínimo encontrado na curva a azul foi de  $-5,6 MPa$ , o que corresponde a uma força de choque de 1449 toneladas.

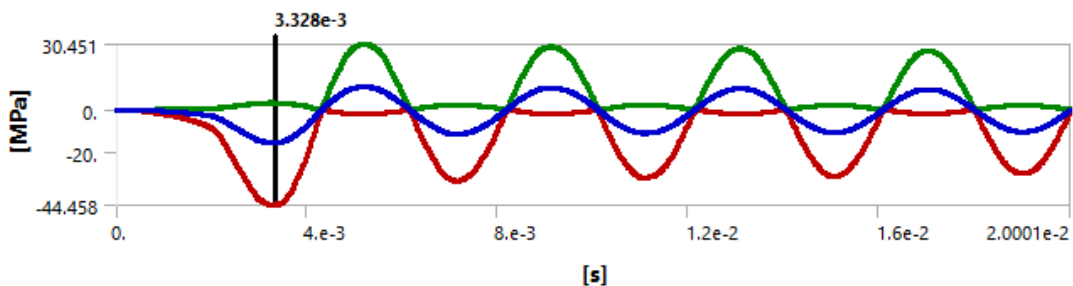


**Fig. 12 - Tensão Normal de Contacto no Molde Superior do modelo sem placa**



**Fig. 13 - Tensão Normal de Contacto no Molde Inferior do modelo sem placa**

Ao HairLoc é transmitido toda a energia dos corpos e o nível de tensão também tem uma evolução sinusoidal pois irá acompanhar o movimento vertical sinusoidal da estrutura como é visível esse movimento do Molde Inferior na Fig. 11. Na Fig. 14, a Tensão Normal média mínima encontrada na base do HairLoc é de  $-15,3 MPa$ , o que corresponde a uma força de 315 toneladas que será transmitida ao pavimento.

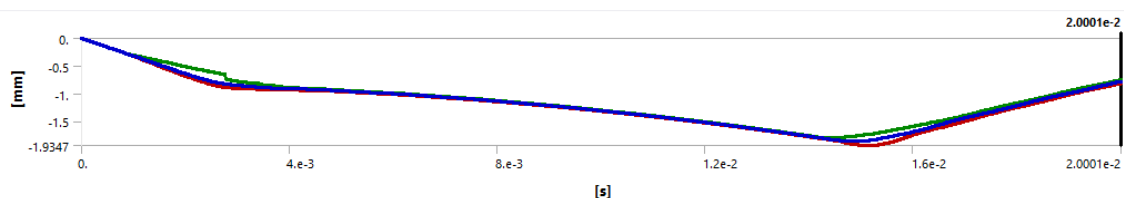


**Fig. 14 - Tensão Normal na base do HairLoc do modelo sem placa**

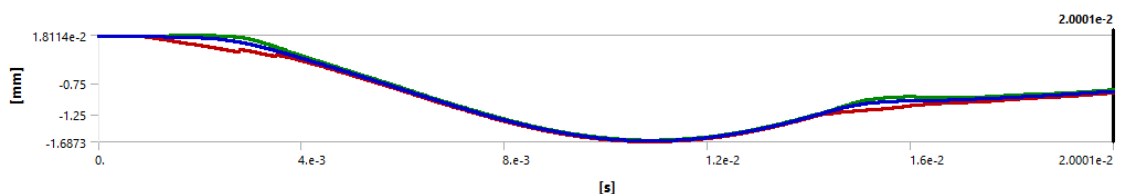
### 3.4 Resultados do modelo com Placa

A inserção das Placas entre a Base inferior e a Base intermédia teve como objetivo absorver a energia cinética dos corpos após o choque entre os dois Moldes. Neste modelo foi usada toda a malha de elementos finitos presentes na Fig. 8 b), assim Bonded 1 tem elementos de finitos de contacto com o Molde Superior e com a placa, o Bonded 2 apenas tem elementos finitos de contacto com a placa.

O Molde Superior ao chocar no Molde inferior sofre, não sofre uma repulsão suficiente no primeiro instante e tem um segundo choque mais ligeiro nos instantes seguintes, podemos ver esse comportamento das Fig. 15 e Fig. 16 e efeito das Tensões Normais de contacto nas Fig. 17 e Fig. 18.

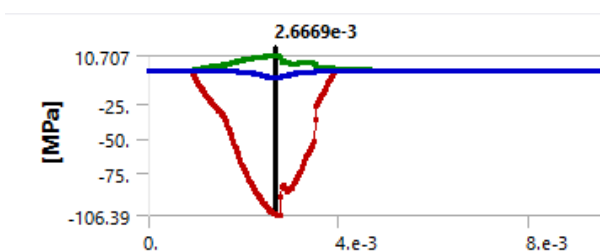


**Fig. 15 - Deslocamento vertical do Molde Superior do modelo com placa**

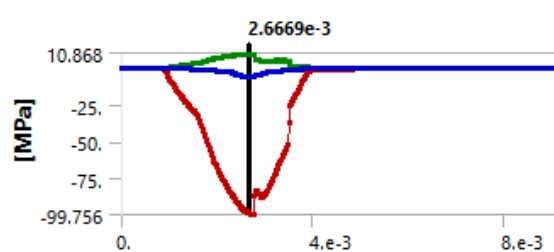


**Fig. 16 - Deslocamento vertical do Molde Inferior do modelo com placa**

Olhando apenas para o nível de Tensões Normais de Contacto do primeiro choque, Fig. 17 e Fig. 18, o nível de tensões de contacto não sofre grandes alterações em relação ao caso do modelo sem placa. Temos assim uma Tensão Média mínima de  $-5,54\text{MPa}$ , o que corresponde a uma força de choque de 1423 toneladas.

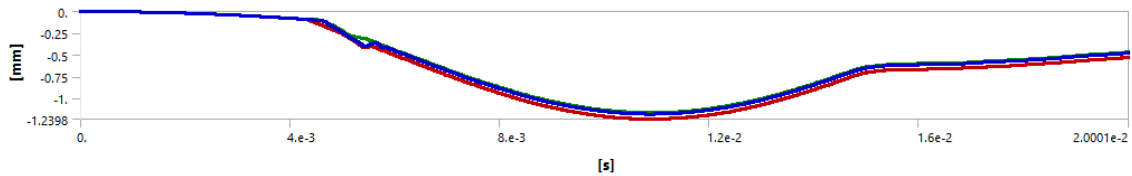


**Fig. 17 – Tensão Normal de Contacto no Molde Superior do modelo com placa**

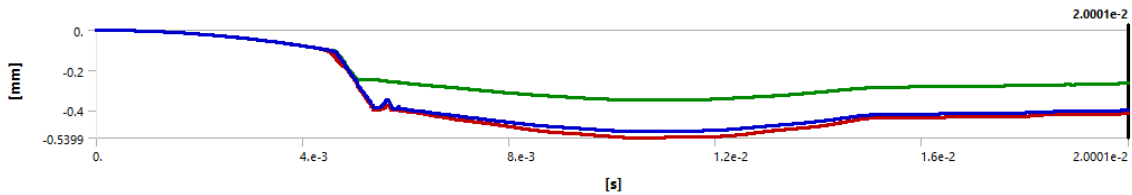


**Fig. 18 – Tensão Normal de Contacto no Molde Inferior do modelo com placa**

A Placa Fabreeka sofre uma deformação no instante depois do primeiro choque como podemos ver na comparação entre as Fig. 19 e Fig. 20.

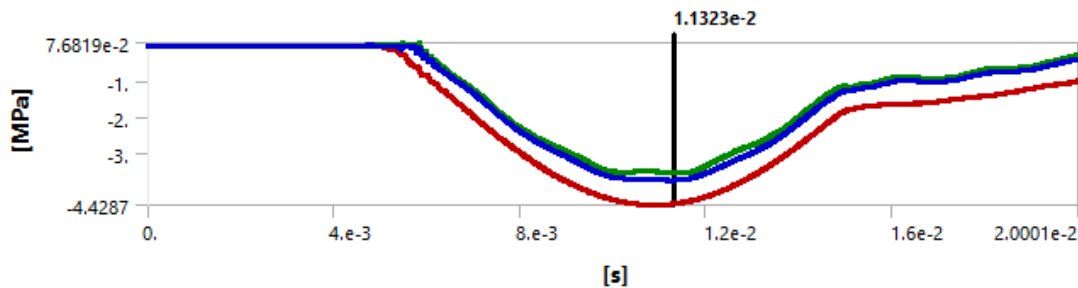


**Fig. 19 - Deslocamento vertical da superfície superior da placa do modelo com placa**



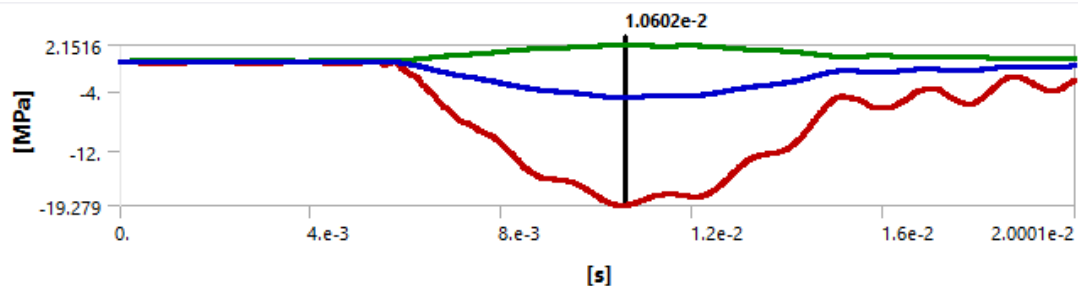
**Fig. 20 - Deslocamento vertical da superfície inferior da placa do modelo com placa**

Os corpos acima da Placa vão impor uma tensão de compressão na Placa de  $-3,74 \text{ MPa}$ , Fig. 21, que é perfeitamente admissível para as placas que o fabricante tem disponível.



**Fig. 21 - Tensão Normal de Contacto sobre a placa do modelo com placa**

A Tensão Normal média mínima encontrada na base do HairLoc é de  $-4,84 \text{ MPa}$ , o que corresponde a uma força de 99,7 toneladas que será transmitida ao solo, Fig. 22.



**Fig. 22 - Tensão Normal de Contacto na base do HairLoc do modelo com placa**

#### 4. CONCLUSÕES

Pelos valores da Tabela 2 fica claro a vantagem de utilização das placas FABREKKA, que têm a função de transformar a energia cinética em energia de deformação e assim reduzir as cargas transmitidas ao solo.

As forças de choque entre os dois moldes, como era de esperar, são semelhantes para os dois modelos. No entanto a força transmitida ao solo é reduzida para menos de 1/3, e a

vibração é muito dissipada (comparar a Fig. 14 com a Fig. 22), o que está de acordo com os objetivos da solução estudada.

A correta caracterização do material da placa no modelo numérico deverá reduzir ainda mais um pouco a força transmitida ao solo, pois foi assumido para a placa um módulo de elasticidade linear um pouco mais rígido.

**Tabela 2 - Cargas na estrutura**

	Estrutura com Placa	Estrutura sem Placa
Força de choque entre os dois moldes	1423 toneladas	1449 toneladas
Força transmitida a base dos 4 HairLoc	99,7 toneladas	315 toneladas

## AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi apoiado pelo Portugal 2020 - bolsa CENTRO-01-0247-FEDER-038487.

## REFERÊNCIAS

- Catalogo Fabreka, Available online: <https://www.fabreka.com/> (accedido em 23/09/2020).
- Ansys User's Manual, Ansys Inc, 2019 R3
- Ansys Explicit Dynamics Analysis Guide, Ansys Inc, 2017
- Yeh M., Huang T., Drop Test and Finite Element Analysis of Test Board, *Procedia Engineering*, 2014, Volume 79, Pages 238-243,
- Matthew W. Salveson, Solution of Dynamic Contact Problems by Implicit/Explicit Methods, Lawrence Livermore National Laboratory, 1996
- Raymond A. Serway, John W. Jewett, Jr., *Physics for Scientists and Engineers with Modern Physics*, 8 ed.; Publisher: Mary Finch, Belmont, USA, 2010; Volume 1, pp. 165–276.
- Josh Kauzlarich, The Hidden Value of a Spotting Press. Available online: <https://www.moldmakingtechnology.com/articles/the-hidden-value-of-a-spotting-press> (accessed on 28 December 2020).



# SIMULAÇÃO DINÂMICA DE UM SISTEMA ERGONÓMICO PARA APOIAR O PROCESSO DE AJUSTE DO MOLDE DE INJEÇÃO DE PLÁSTICO

Batista, F. C.<sup>1,2</sup>, Ribeiro, R.<sup>3</sup>, Martinho, P. G.<sup>1,2</sup> and Sousa, C. C.<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Escola Superior de Tecnologia e Gestão, Politécnico de Leiria, Leiria, Portugal

<sup>2</sup> Centro para o Desenvolvimento Rápido e Sustentado de Produto, Politécnico de Leiria, Marinha Grande, Portugal

<sup>3</sup> MBM - Metalúrgica Briosa Da Maceira, Lda.

\* Correspondência: [carlos.sousa@ipleiria.pt](mailto:carlos.sousa@ipleiria.pt); [fernando.batista@ipleiria.pt](mailto:fernando.batista@ipleiria.pt); [pedro.martinho@ipleiria.pt](mailto:pedro.martinho@ipleiria.pt)

## RESUMO

O fabrico de moldes de injeção inclui uma fase de ajustamento das superfícies de contacto, quando do fecho do molde. Esta operação é de grande importância, e do correto ajustamento destas superfícies de contacto depende a boa performance do molde, e consequentemente a boa qualidade das peças moldadas.

Dependendo da dimensão do molde, o processo de ajustamento pode envolver elevadas cargas de impacto, e consequentemente a propagação vertical destas cargas a toda a estrutura do molde. Estas cargas são geradas pela elevada energia cinética da parte do molde em queda na operação de fecho de ajustamento, a qual não pode ser transmitida integralmente ao solo, atendendo aos danos que as vibrações produzidas podem induzir nas estruturas adjacentes, e provocar erros de funcionamento nos sensíveis equipamentos de maquinaria de alta precisão.

O presente trabalho visa avaliar o impacto gerado pela força de fecho durante os trabalhos de ajustamento de um molde, principalmente na parte fixa do molde, e também estudar o comportamento de uma solução com o objetivo de reduzir a transmissão desse impacto às estruturas adjacentes, permitindo otimizar o processo de ajustamento.

Foram efetuadas análises por métodos numéricos, com recurso ao programa de simulação ANSYS, centradas na parte apoiada do molde e da sua estrutura de suporte, Fig. 1.

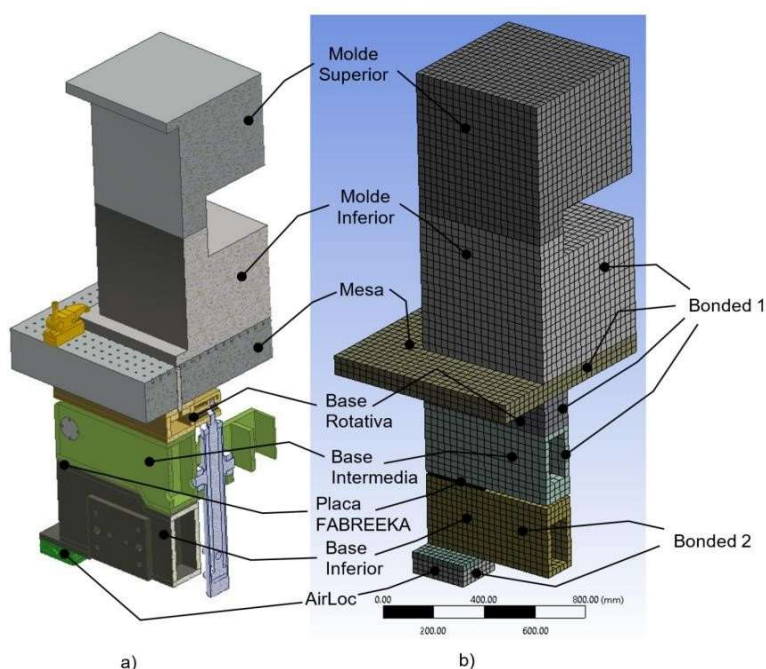
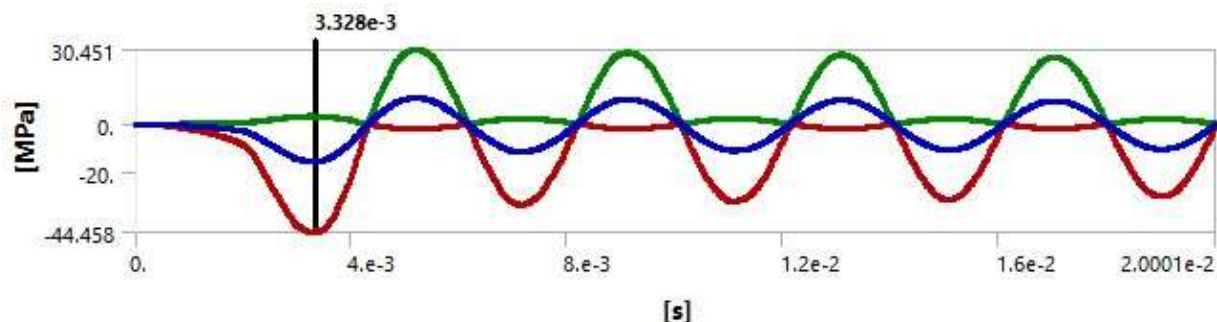


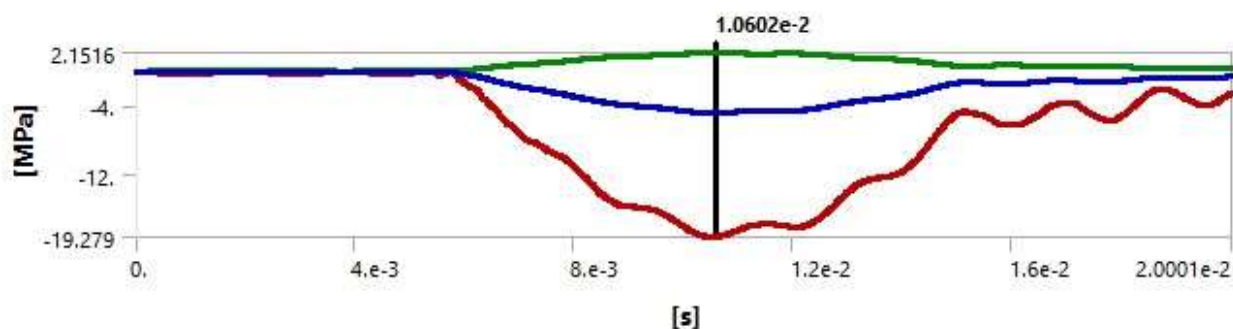
Fig. 1 - Malha de elementos finitos de 1/4 do conjunto

Após o choque do molde superior, a estrutura sem qualquer elemento de absorção de energia, transmite um esforço elevado para o chão com uma vibração associada, como demonstra a Fig.2.



**Fig. 2 - Tensão Normal na base do HairLoc do modelo sem placa**

A colocação de placas de absorção entre os vários elementos da estrutura permitiu uma redução do esforço transmitido e a eliminação do fenómeno de vibração, Fig. 3.



**Fig. 3 - Tensão Normal de Contacto na base do HairLoc do modelo com placa**

As principais conclusões mostram que a incorporação de elementos de absorção de energia na estrutura de suporte do molde, permitem amortecer, sem perturbar o rigor posicional da estrutura, e reduzir muito substancialmente a energia transmitida pela força de impacto ao solo.

No trabalho será quantificado os valores envolvidos com o apoio de modelos simples sugeridos pela empresa das placas absorção de energia.

Palavras-chave: Molde de injeção, estrutura do molde, carga de impacto, energia cinética, energia de deformação.

## ESTUDO DE RECONVERSÃO DE UM VAGÃO FERROVIÁRIO COM PLATAFORMA UNIVERSAL PARA O TRANSPORTE DE ROLARIA DE MADEIRA

*Nuno Cruz*<sup>1</sup>, *Raquel Faria*<sup>1,2</sup>, *Luis Roseiro*<sup>1,3</sup>

<sup>1</sup> Politécnico de Coimbra, ISEC, Coimbra, Portugal, [nuno.cruz@isec.pt](mailto:nuno.cruz@isec.pt); [rfaria@isec.pt](mailto:rfaria@isec.pt); [lroseiro@isec.pt](mailto:lroseiro@isec.pt)

<sup>2</sup> ADAI - LAETA, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Coimbra, Portugal

<sup>3</sup> CEMMPRE – Centro de Engenharia Mecânica, Materiais e Processos, Universidade de Coimbra, Portugal



### RESUMO

O transporte de mercadorias através da ferrovia, em particular a rolaria de madeira, tem vindo a aumentar obrigando à disponibilização de mais vagões que permitam este tipo de tarefa. A reconversão de vagões com plataforma universal pode ser uma solução para aumentar a disponibilização de material circulante. Este trabalho descreve o estudo feito a um vagão plataforma universal existente, tendo em vista a eventual reconversão para o transporte de rolos de madeira. A abordagem segue o método dos elementos finitos, tendo em conta a normalização em vigor, e considera complementarmente a colocação de um sistema de fueiros laterais, ancorados no chassis do vagão. Os resultados obtidos são apresentados e discutidos, evidenciando a necessidade de implementação de reforços estruturais ao sistema existente.

Palavras-chave: Vagão Ferroviário; Transporte de Rolaria; Elementos Finitos

## 1. INTRODUÇÃO

O transporte ferroviário assume um importante papel na sociedade atual, tanto no contexto do transporte de pessoas como de mercadorias. São vários os aspetos que podem ser descritos como benefício para este tipo de transporte e que têm contribuído para a forte procura atual. As perspetivas de crescimento incluem o transporte de madeira em rolaria, o que obriga à afetação de um número de vagões que garanta a disponibilização de meios para fazer face ao aumento da procura. Face à escassez de vagões destinados a este tipo de transporte, a adaptação de outro tipo de equipamentos, afetos a tráfegos de menor procura, para esta finalidade, pode representar uma solução vantajosa. Este trabalho apresenta o estudo numérico de um vagão plataforma universal, tendo em vista a sua reconversão para o transporte de rolaria de madeira. O vagão considerado neste estudo foi construído na década de 70, havendo pouca documentação técnica de suporte. Deste modo o trabalho envolve uma primeira etapa de levantamento da geometria 3D do vagão e a caracterização experimental do material que o constitui. Posteriormente foram definidos modelos de elementos finitos, tendo como base o indicado na norma EN 12663-2. Os resultados obtidos são apresentados e discutidos, evidenciando a necessidade de implementação de reforços estruturais.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

### 2.1. Vagão Plataforma

O vagão considerado no estudo, fabricado em 1971, é do tipo plataforma, da série Rlps 81 94 383 2 001/065 (Medway M&R). É equipado com *bogies* e permite o transporte de uma carga máxima de 57.100 kg. A figura 1 apresenta um exemplo deste tipo de vagão, utilizado em serviço pela empresa MEDWAY. As características técnicas mais relevantes do vagão são: gabarito G1, guiamento com *bogie*, 4 eixos, capacidade de carga máxima de 22,5 toneladas por eixo, peso-próprio 22,9 toneladas, carga máxima de 57,1 toneladas, 18,8 m de comprimento topo a topo excluindo tampões de choque.



Fig. 1 – Modelo real do vagão ([www.medway-iberia.com](http://www.medway-iberia.com)).

## 2.2. Modelo 3D

A primeira etapa do trabalho envolveu o levantamento da geometria tridimensional deste vagão, e a elaboração de um modelo 3D, feito com recurso ao software Solidworks. Além da geometria do vagão, foi também elaborada a geometria dos fueiros laterais para suporte da rolaria. Na figura 2 encontra-se representado o modelo geométrico final do *chassis* do vagão considerado (fig.2 (a)) e o detalhe dos fueiros de suporte lateral (fig.2 (b)). Os fueiros laterais são fixos ao chassis através de dois parafusos M20, passantes nas abas laterais. Deste modo, a furação das abas do chassis é também considerada no modelo geométrico.

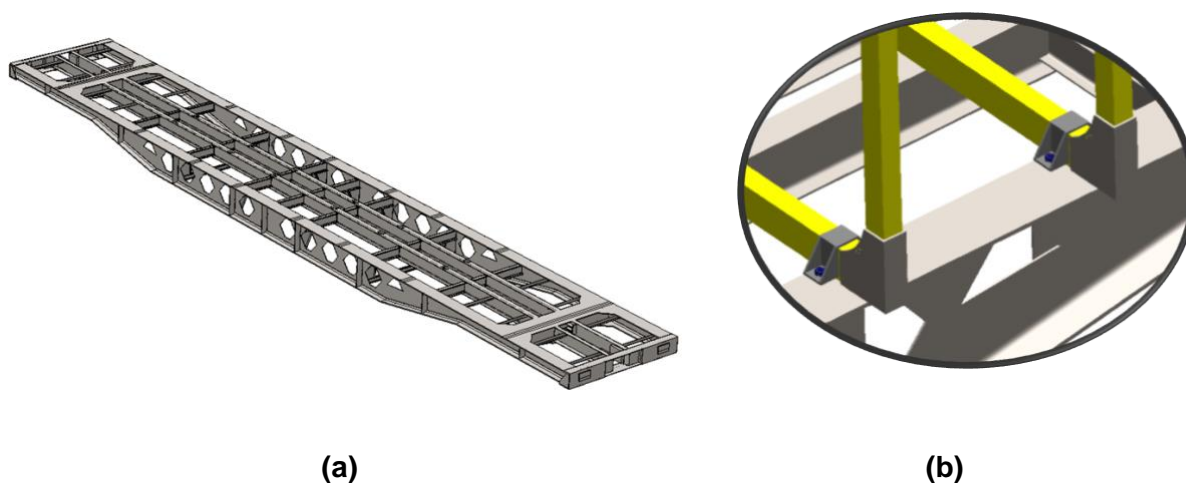


Fig. 2 – Modelo 3D do chassis do vagão.

## 2.1. Características do Material

Dada a incerteza das características mecânicas do material constituinte do vagão foram preparados provetes a partir de elementos estruturais existentes e realizados ensaios de tração uniaxial seguindo a metodologia indicada na norma EN 10 002-1:2001. Foram testados 5 provetes, que conduziram ao valor médio das propriedades mecânicas apresentadas na tabela 1. Estes resultados aproximam-se do aço S235 indicado na norma.

Tabela 1 - Propriedades mecânicas do aço do vagão

Módulo de Young [GPa]	206
Coeficiente de Poisson (teórico)	0,3
Tensão de cedência [MPa]	245
Tensão de rotura [MPa]	360
Alongamento mínimo à rotura [%]	32



## 2.2. Casos de Carga

A norma EN12663-2:2010 descreve as solicitações que os veículos ferroviários novos ou modificados devem suportar antes de ser colocados em serviço. Esta norma fornece informação quanto às cargas a aplicar ao chassis do vagão e aos seus equipamentos, de modo a acautelar as condições limite. Com esta informação, estudos teóricos e experimentais podem ser conduzidos de forma a calcular as deformações e tensões na estrutura. De acordo com a norma, os casos de carga podem ser divididos em: longitudinais (CL), verticais (CV), excepcionais (CE) e sobreposição de cargas (SC). Para este trabalho consideraram-se os casos indicados na norma, assim como uma abordagem de funcionamento em situação real, em linha com os trabalhos de Stoilov *et al.* (2016, 2019). Na tabela 2 são descritos os casos de carga considerados no trabalho.

**Tabela 2 – Definição dos Casos de Carga**

Carga	Descrição
CL 1*	Força de compressão aplicada no eixo do tampão de choque - 2000 kN
CL 2*	Força de compressão aplicada 50mm abaixo do eixo do tampão de choque – 1500 kN
CL 3*	Força de compressão aplicada diagonalmente ao nível do eixo do tampão de choque – 400 kN
CL 4*	Força de tração aplicada ao nível do gancho de tração – 1500 kN
CV 1	Carga vertical secção a-a (2 m) assente em 2 apoios – 33 toneladas
CV 2	Carga vertical secção b-b (5 m) assente em 2 apoios – 38 toneladas
CV 3	Carga vertical secção c-c (9 m) assente em 2 apoios – 44 toneladas
CV 4	Carga vertical secção d-d (15 m) assente em 2 apoios – 55,5 toneladas
CV 5	Carga vertical secção a-a (2 m) uniformemente distribuída – 32 toneladas
CV 6	Carga vertical secção a-a (5 m) uniformemente distribuída – 35 toneladas
CV 7	Carga vertical secção a-a (9 m) uniformemente distribuída – 36 toneladas
CV 8	Carga vertical secção a-a (15 m) uniformemente distribuída – 44 toneladas
CE 1	Elevação de um lado do veículo com carga máxima
CE 2	Elevação do veículo com carga máxima nos 4 pontos de elevação
CE 3	Elevação do veículo com carga máxima nos 4 pontos de elevação, com deslocamento relativo de 10mm num desses pontos
SC 1	CL 1 + CV 1
SC 2	CL 4 + CV 1
CF	Momento transversal de 42 kN.m, momento longitudinal de 15 kN.m e carga vertical de 4 toneladas aplicada em cada fueiro

\* Aplicadas em conjunto com a ação da força gravítica



### 2.3. Modelos de Elementos Finitos

O estudo do comportamento estrutural do vagão foi feito com recurso ao método dos elementos finitos, seguindo uma análise estática linear, implementada com o software *Solidworks*. Os modelos implementados consideram elementos sólidos tetraédricos, parabólicos com 10 nós e 3 graus de liberdade por nó, correspondentes às translações nos três eixos ortogonais (elemento *Solid* da biblioteca do software). O estudo de convergência de malha no modelo conduziu a um total de 1348184 elementos, com dimensão entre 5,6 mm e 28 mm.

São considerados dois modelos de elementos finitos, um sem a integração de furos e o outro com a implementação dos furos, respeitante ao caso de carga CF. O modelo com os furos considera a contacto entre as superfícies do furo e as do chassis (opção “no penetration” do software). No aperto entre os furos e o chassis são considerados parafusos virtuais, com um binário de aperto de 180 N.m.

A definição dos modelos considera o constrangimento do deslocamento perpendicular ao plano de rolamento nos patins de apoio lateral e no *pivot*, sendo que nestes considera-se também o constrangimento da translação transversal ao plano de rolamento (Figura 3). Além destes constrangimentos, outros foram implementados em função de cada caso de carga em análise, seguindo o descrito por Voltr, P. et al. (2019).

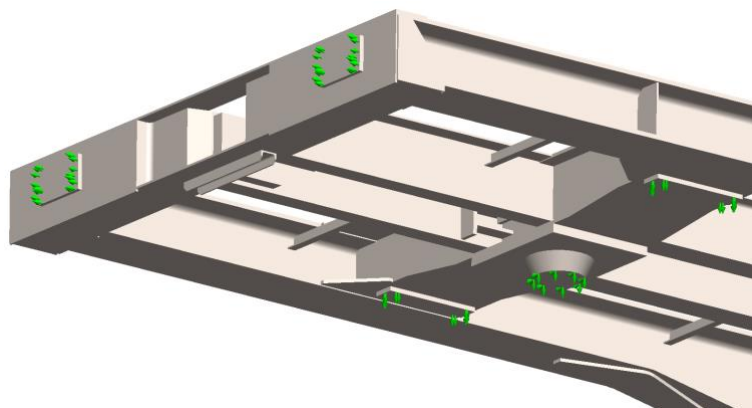
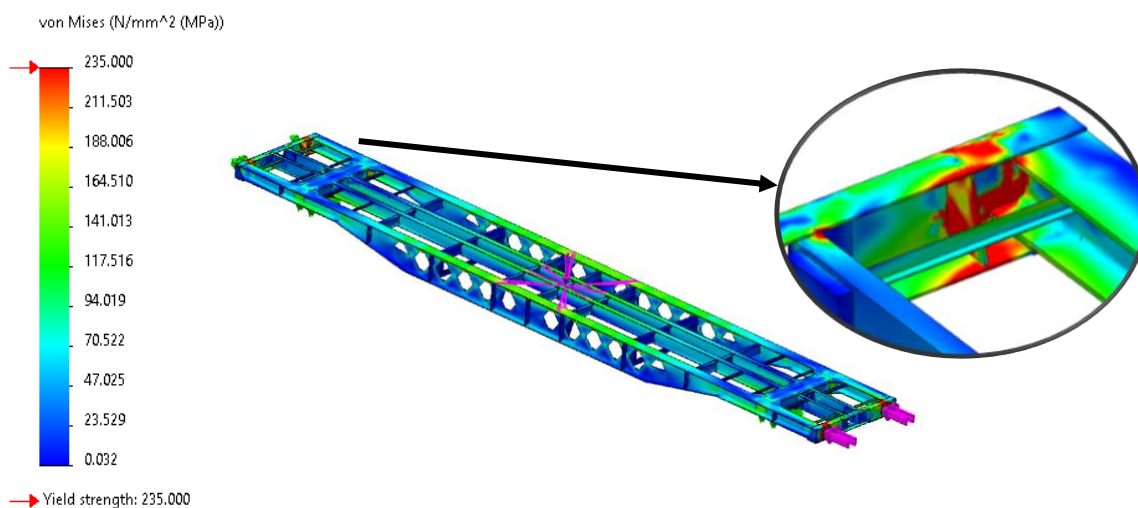


Fig. 3 – Detalhe das Condições de Fronteira no Apoio Lateral e no Pivot.

## 3. RESULTADOS

Os resultados obtidos permitiram uma análise comparativa em todos os casos de carga considerados. Quanto à resistência mecânica, apenas nos casos de carga CV 4, CV 8, CE 1, CE 2 e CE 3 não se observam zonas que ultrapassam o limite de cedência do material. Como exemplo, a figura 4 apresenta a distribuição das tensões de von Mises para o caso de carga

considerado como mais crítico (SC 1), exemplificando uma das zonas da estrutura que ultrapassou este limite.



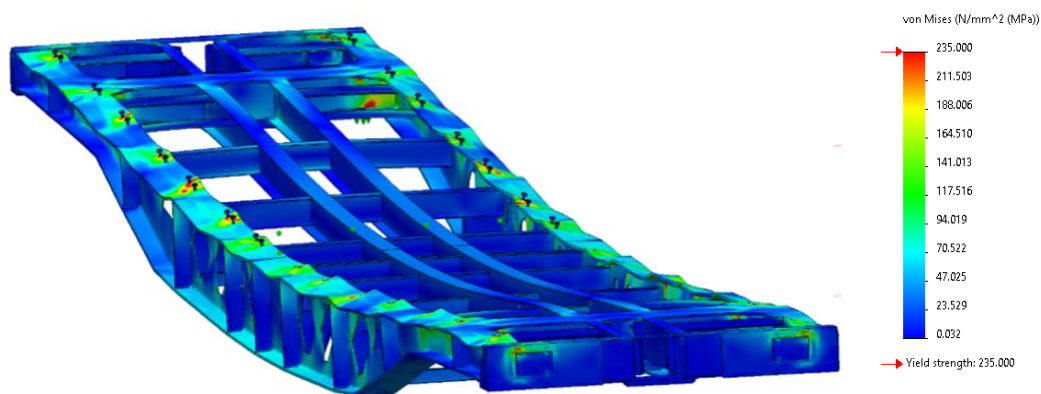
**Fig. 4 – Distribuição das tensões de von Mises para o caso de carga SC 1.**

A observação visual a alguns vagões, em particular na zona do cabeçote, evidenciaram deformações localizadas, que confirmam os resultados obtidos através dos modelos numéricos, tal como se evidencia na figura 5.



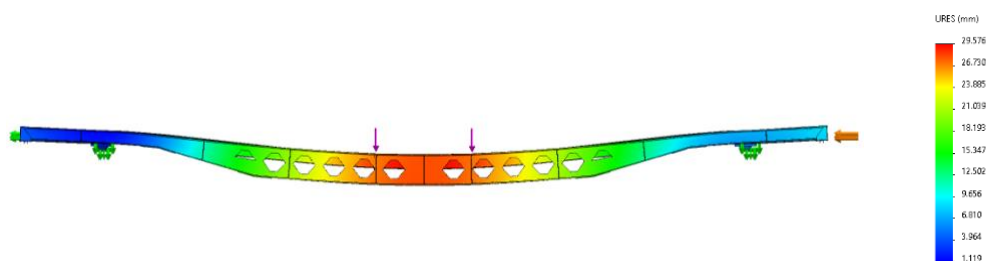
**Fig. 5 – Visualização da zona do cabeçote de um chassis, com deformação localizada.**

Os resultados obtidos com o modelo que inclui a adição de furos (caso de carga CF) evidenciaram também zonas em que a tensão limite de cedência é ultrapassada. Esta situação está diretamente relacionada com a forma de aperto dos furos no chassis, que por imposições geométricas envolve a colocação de dois parafusos na aba interna. A figura 6 apresenta a distribuição das tensões de von Mises para este modelo, com visualização em escala deformada, identificando-se algumas das zonas mais solicitadas.



**Fig. 6 – Distribuição das tensões de von Mises para o caso de carga CF, correspondente ao modelo com fúeiros.**

Relativamente à rigidez mecânica, que de acordo com a norma não deve exceder um flecha de 3‰ (44,6 mm para o vagão em estudo), todos os modelos e condições de carga considerados apresentaram deslocamentos com uma relação inferior ao limite estabelecido. Como exemplo, a figura 7 apresenta a distribuição dos deslocamentos resultantes para a situação mais desfavorável, com um valor máximo de deslocamento de 29,58 mm.



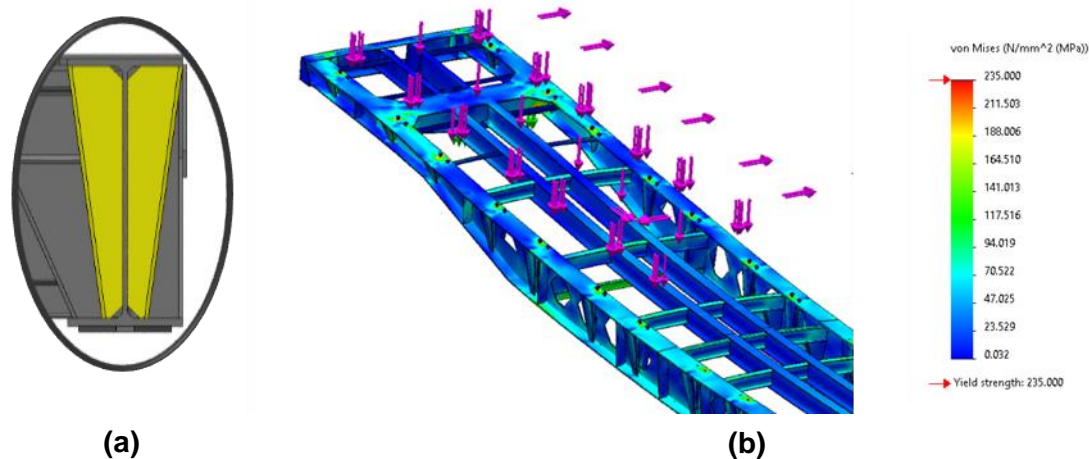
**Fig. 7 – Distribuição dos deslocamentos resultantes para o caso de carga SC1.**

#### 4. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

Os resultados obtidos estão em linha, tanto com o constante na literatura, nomeadamente os obtidos por *Stoilov et al.* (2016, 2019), como com as observações feitas a este tipo de vagão. O estudo efetuado permitiu identificar as zonas críticas da estrutura onde o limite de cedência do material é ultrapassado.

De acordo com os resultados obtidos a partir dos modelos implementados, podem ser sugeridas alterações localizadas na geometria, através de reforços estruturais de simples implementação, que permitam manter a estrutura do vagão abaixo do limite de cedência do material para os casos de carga considerados e descritos na norma EN12663-2:2010.

Como exemplo, foi implementada uma solução com recurso à adição de chapas de reforço ao chassis, nas zonas em que a deformação é mais elevada. A figura 8 apresenta a distribuição das tensões de von Mises para o modelo com furos (caso de carga CF), permitindo observar que este reforços colocam as tensões abaixo do limite de cedência do material. As únicas zonas acima do limite de cedência correspondem à região de aperto dos parafusos. Estes valores estão relacionado com o modo como o software modela os parafusos, sendo por isso resultados virtuais. Importa referir que estes reforços implicam um aumento na tara do veículo (aproximadamente 560 kg no caso considerado).



**Fig. 8 – (a) Geometria do reforço proposto; (b) Exemplo da distribuição das tensões de von Mises com inclusão de reforços no chassis.**

## AGRADECIMENTOS

This research is sponsored by national funds through FCT – Fundação para a Ciência e Tecnologia, under the project UIDB/00285/2020.

## REFERÊNCIAS

- EN 12663-2: EUROPEAN STANDARD. 2010. Railway applications – Structural requirements of railway vehicle bodies – Part 2: Freight wagons.
- EN 10002-1: EUROPEAN STANDARD. 2001. Metallic materials – Tensile testing – Part 1: Method of test at ambient temperature
- Stoilov, V., Slavchev, S., & Purgic, S. (2016). Static strength study of body of universal flat wagon. Proceedings of international scientific conference RAILCON'16, Niš, Serbia.
- Stoilov, V., Slavchev, S., Maznichki, V., & Purgic, S. (2019). Analysis of some problems in the theoretical wagon strength studies due to the imperfection of the European legislation. IOP Conference Series Materials: Science and Engineering. 618:012045.
- Voltr, P. et al. (2019) Innovative Monitoring and Predictive Maintenance Solutions on Lightweight Wagon. 2016-2019 INNOWAG Consortium. Shift2Rail Project - Horizon 2020.

# ESTUDO DE RECONVERSÃO DE UM VAGÃO FERROVIÁRIO COM PLATAFORMA UNIVERSAL PARA O TRANSPORTE DE ROLARIA DE MADEIRA

Nuno Cruz <sup>1</sup>, Raquel Faria <sup>1</sup>, Luis Roseiro <sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Politécnico de Coimbra, ISEC, Coimbra, Portugal, [nuno.cruz@isec.pt](mailto:nuno.cruz@isec.pt); [rfaria@isec.pt](mailto:rfaria@isec.pt); [lroseiro@isec.pt](mailto:lroseiro@isec.pt)

<sup>2</sup> CEMMPRE – Centro de Engenharia Mecânica, Materiais e Processos da Universidade de Coimbra, Portugal

## RESUMO

O transporte de mercadorias através da ferrovia, em particular a rolaria de madeira, tem vindo a aumentar obrigando à disponibilização de mais vagões que permitam este tipo de tarefa. Este trabalho descreve o estudo de reconversão feito a um vagão plataforma universal para o transporte de rolos de madeira. O estudo efetuado, seguindo o método dos elementos finitos, considera a colocação de um sistema de fueiros laterais fixos e segue as normas em vigor. Os resultados obtidos são apresentados e discutidos.

Palavras-chave: Vagão Ferroviário, Elementos Finitos, Transporte de Rolaria

## 1. INTRODUÇÃO

O transporte ferroviário assume um importante papel na sociedade atual, tanto no contexto do transporte de pessoas como de mercadorias. São vários os aspetos que podem ser descritos como benefício para este tipo de transporte, e que têm contribuído para a forte procura atual. As perspetivas de crescimento incluem o transporte de madeira em rolaria, o que obriga à afetação de um número de vagões que garanta a disponibilização de meios para fazer face ao aumento da procura. Face à escassez de vagões destinados a este tipo de transporte, a adaptação de outro tipo de equipamentos, afetos a tráfegos de menor procura, para esta finalidade, pode representar uma solução vantajosa. Este trabalho apresenta o estudo de reconversão de um vagão plataforma universal, para o transporte de rolaria de madeira. O vagão em estudo é equipado com *bogies* com uma carga máxima de 57.100 kg. Por se tratar de um vagão construído na década de 70, a documentação técnica existente é limitada e por isso optou-se por analisar na íntegra a estrutura como indicado na norma EN 12663-2, pré e pós modificação. Do estudo efetuado, com recurso ao método dos elementos finitos, são apresentados os resultados obtidos e as alterações sugeridas.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

O estudo desenvolvido tem como base um vagão plataforma da série Rlps 81 94 383 2 001/065 (Medway M&R). A primeira etapa envolveu o levantamento da geometria tridimensional deste vagão, com recurso ao software *Solidworks*. Dada a incerteza das características mecânicas do material constituinte do vagão foram preparados provetes a partir de elementos estruturais existentes e realizados ensaios de tração seguindo a metodologia indicada na norma EN 10 002-1. Os ensaios conduziram a um material com módulo de elasticidade longitudinal de 206 GPa e tensão limite de cedência de 230 MPa.

O estudo do comportamento estrutural do vagão foi feito com recurso ao método dos elementos finitos, seguindo uma análise estática linear, implementada com o software



*Solidworks*. O modelo desenvolvido considera elementos sólidos tetraédricos, parabólicos com 10 nós e 3 graus de liberdade por nó, correspondentes às translações nos três eixos ortogonais (elemento Solid da biblioteca do *software*). Considera-se o constrangimento do deslocamento perpendicular ao plano do vagão nos patins laterais de apoio e na rela e a análise segue o indicado na norma EN 12663-2 e o estudo de Stoilov *et al.* (2016), considerando vários casos de carga. É também analisado o caso de carga relativo à colocação dos fueiros na estrutura do vagão, seguindo o trabalho de Stoilov *et al.* (2019). De modo a simplificar o modelo de elementos finitos, na maioria dos estudos consideram-se as condições de simetria e anti simetria no modelo, permitindo a redução a um quarto da geometria. Foi implementado um estudo de convergência de malha, que conduziu a um total de 248514 elementos (modelo ¼) com dimensão entre 1 mm e 80 mm.

### 3. RESULTADOS E CONCLUSÕES

Os resultados obtidos permitiram uma análise à resistência e rigidez mecânica dos vários casos considerados, tendo sido identificadas zonas da estrutura que ultrapassaram o limite de cedência do material. Como exemplo, a figura 1 apresenta a distribuição dos deslocamentos resultantes e das tensões de von Mises para um caso de carga considerado. De acordo com os resultados, são sugeridas alterações localizadas na geometria, com reforços estruturais de simples implementação, de modo a manter a estrutura do vagão abaixo do limite de cedência do material para os casos de carga considerados.

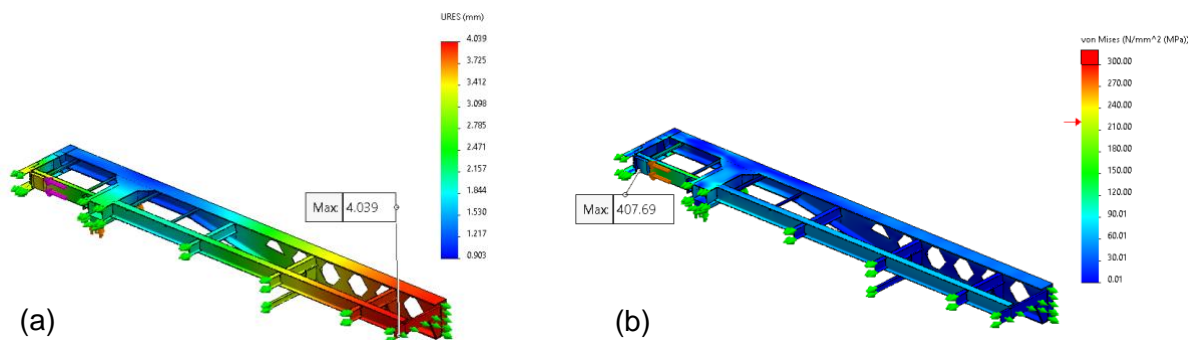


Fig. 1 - Resultados do caso de carga pré modificação: a) distribuição dos deslocamentos resultantes; b) distribuição tensões de von Mises.

### REFERÊNCIAS

- EN 12663-2: EUROPEAN STANDARD. 2010. Railway applications – Structural requirements of railway vehicle bodies – Part 2: Freight wagons.
- EN 10002-1: EUROPEAN STANDARD. 2001. Metallic materials – Tensile testing – Part 1: Method of test at ambient temperature.
- Stoilov, V., Slavchev, S., & Purgic, S. (2016). Static strength study of body of universal flat wagon. Proceedings of international scientific conference RAILCON'16, Niš, Serbia.
- Stoilov, V., Slavchev, S., Maznichki, V., & Purgic, S. (2019). Analysis of some problems in the theoretical wagon strength studies due to the imperfection of the European legislation. IOP Conference Series Materials: Science and Engineering. 618:012045.



## NUMERICAL MODELING OF THE TENSION-COMPRESSION BEHAVIOR OF TIE CONNECTIONS IN BRICK MASONRY WALLS

## MODELAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO DE TRAÇÃO-COMPRESSÃO DE LIGADORES EM PAREDES DE ALVENARIA

*Javier Ortega*<sup>1</sup>, *Nuno Mendes*<sup>2</sup> & *Graça Vasconcelos*<sup>3</sup>

<sup>1</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, javier.ortega@civil.uminho.pt*

<sup>2</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, nunomendes@civil.uminho.pt*

<sup>3</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, graca@civil.uminho.pt*



### ABSTRACT

Brick masonry veneer walls connected to infill walls inserted in a reinforced concrete (RC) frame is a very common constructive system in Portugal. The stability of the veneer wall is ensured by ties that make the connection with the masonry infill walls. These ties are the main structural element transferring the out-of-plane loads to the main structure during an earthquake. However, the characterization of the seismic behavior of these tie connections is an insufficiently explored topic. The present paper shows a numerical investigation that aims to simulate experimental results of tension and compression tests performed on masonry wallets connected by means of steel ties. The main objective of the present research is to obtain a better understanding of the complex structural behavior of this specific construction system to eventually develop simplified numerical tools to be used in engineering practice for the seismic design and retrofitting of brick masonry veneer walls.

Keywords: Brick masonry veneer walls / steel ties / experimental analysis / cyclic tension-compression tests / numerical analysis

## RESUMO

As paredes de alvenaria não estruturais de fachada constituem um dos elementos construtivos mais tradicionais das envolventes de edifícios construídos em Portugal. A estabilidade destas paredes é garantida por ligadores que fazem a ligação com as paredes de alvenaria de enchimento. Estes ligadores são o principal elemento estrutural a transferir as cargas fora do plano para a estrutura principal durante um terremoto. No entanto, a caracterização do comportamento sísmico dos ligadores é ainda um tema insuficientemente explorado na literatura. O presente artigo mostra uma investigação numérica com o objetivo de simular ensaios de tração-compressão realizados em provetes de alvenaria ligados através de ligadores metálicos. O objetivo último da investigação será obter um melhor entendimento do complexo comportamento estrutural de esta tipologia construtiva e eventualmente propor ferramentas numéricas simplificadas que possam ser usadas por engenheiros na prática profissional para o desenho sísmico e reabilitação de paredes de alvenaria de fachada.

Keywords: Paredes de alvenaria de fachada / ligadores metálicos / análise experimental / ensaios cíclicos de tração-compressão / análise numérica

## 1. INTRODUCTION

Brick masonry veneer walls consist of an exterior cladding separated from the structural interior backing by an air cavity, acting as a skin of the structure. Due to their aesthetics, durability and good thermal behavior, veneer walls are commonly observed in several countries in the world as a cladding on buildings. In Portugal, the backing structural system typically consists of reinforced concrete masonry infilled frames. This constructive solution can be also applied as a solution for renovation traditional façades and improve the energy efficiency of buildings.

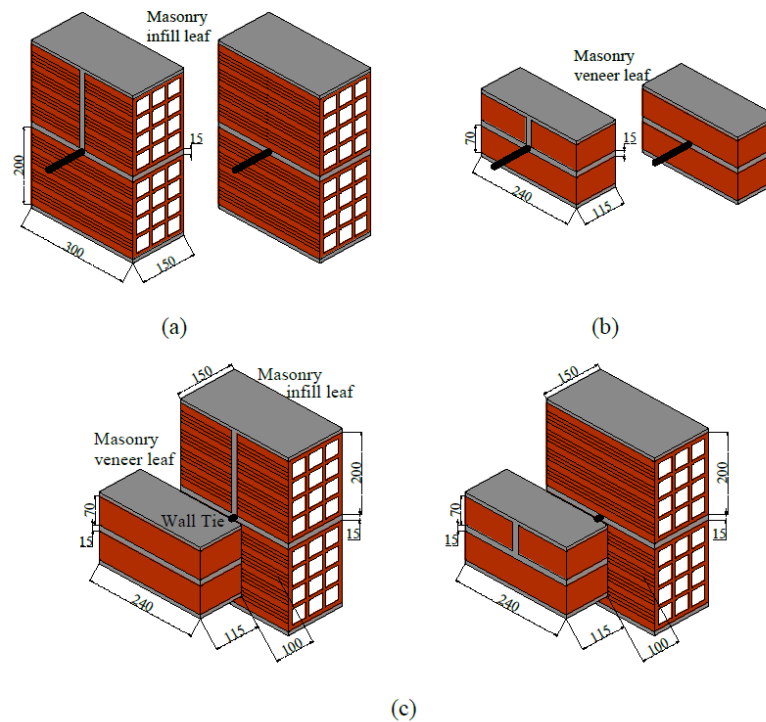
Brick veneer walls are attached to the backing system through distinct types of ties. Some recent earthquakes brought to light some fragilities of this constructive system, resulting in damages due to combined in-plane and out-of-plane loads (Ceci et al 2010). One justification for the observed seismic vulnerability can be the absence of specific regulations for the design of brick masonry veneers. The present research relies on experimental and numerical analysis to understand the seismic behavior of tie connections. The main objective is to eventually develop guidelines for seismic design and detailing of brick masonry veneer walls and tie connections. In this work, a numerical modelling approach is presented, intended to simulate the experimental results of tension and compression tests performed on masonry wallets connected by means of steel ties.

## 2. EXPERIMENTAL SETUP AND RESULTS

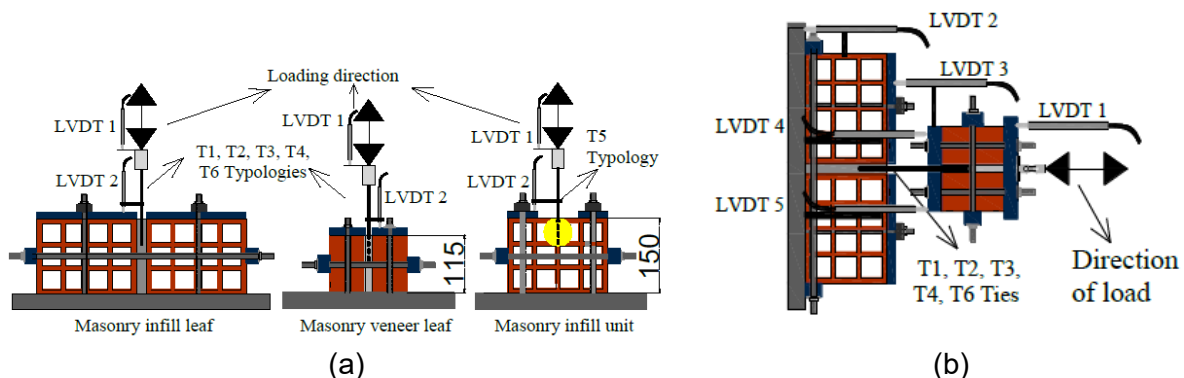
The bond resistance of different types of ties was assessed through cyclic tension-compression tests performed on ties embedded in different brick masonry wallets. The specimens considered in the experimental campaign (Martins 2018) are brick masonry prisms representing common masonry infills and veneer walls with embedded ties at the bed joint. Three test specimens were built (Fig. 1): (a) brick masonry prisms representing masonry infills with embedded ties at the bed joints; (b) masonry prisms representing typical brick veneers with embedded ties at the bed joints; and (c) complete assemblages with brick masonry prisms representing brick veneers attached to brick masonry infills through ties. In case of the complete assemblages, an air cavity thickness of 100 mm was considered.

The experimental setup is shown in Fig. 2. The masonry prisms were confined through steel plates connected by means of steel rods to prevent the movement of the specimen. Vertical confinement was also applied to the prisms to simulate building conditions. After that, tension-compression cyclic loads with cycles of increasing amplitude was applied. Each cycle was repeated to record strength and stiffness degradation. The load was imposed directly to the tie

in case of single assemblages and to the brick veneer prism in case of complete assemblages. The tests were stopped after a displacement of at least 12 mm.



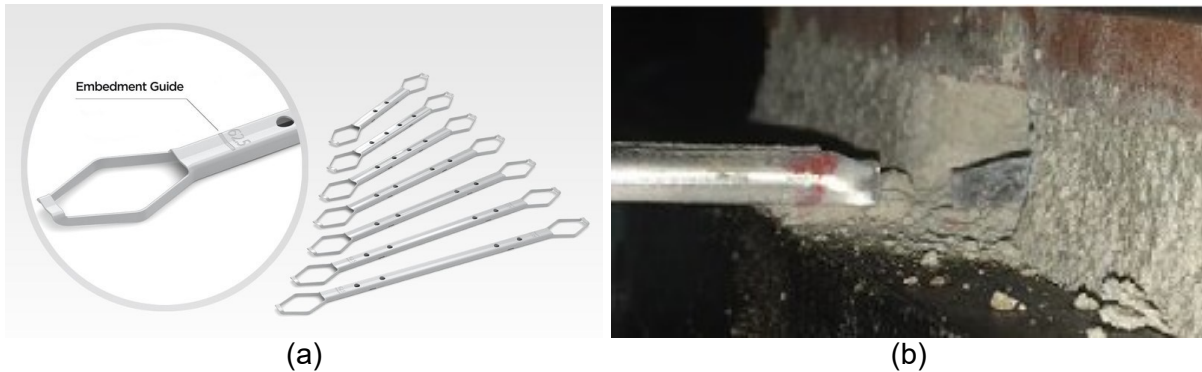
**Fig. 1 – Test specimens: (a) brick masonry infill with embedded tie; (b) brick masonry veneer with embedded tie; (c) complete assemblage of brick masonry prims connected (Martins 2018)**



**Fig. 2 – Representative scheme of the test setup for the different specimens: (a) single assemblages; and (b) complete assemblage (Martins 2018)**

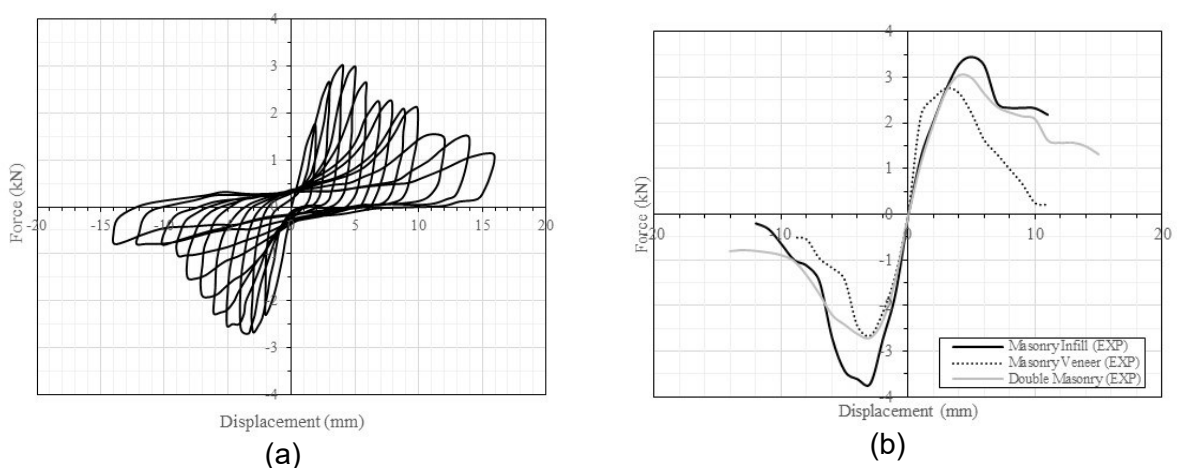
Several wall ties were considered during the experimental campaign (Martins 2018). In the present paper, only the results for one of the ties was considered. The tie is a stainless-steel commercial tie. It has a U-shaped cross section in the central part and the two extremes have a clamp shape with decreased cross-section (Fig. 3a). This tie was chosen because it showed

a similar good behavior in tension and compression. The failure modes observed for this type of tie during the tests included sliding, combined sliding-cone failure of the mortar surrounding the tie, tie buckling and tie fracture (Fig. 3b).



**Fig. 3 – (a) Geometry of the tie tested experimentally; and (b) example of tie connection failure mode observed for tie type**

The average load-displacement diagram obtained in the tension-compression cyclic tests of the double assemblages is shown in Fig. 4a. Monotonic envelopes could be defined for a better comparison of the behavior for different test configurations. Fig. 4b shows the envelope curves constructed using the first cycle for the single and complete assemblages. As previously stated, a combination of different failure modes was observed during the test. It was also noted that almost no damage was observed until maximum compression and tensile load was achieved. Typically, the maximum tensile load corresponds to tie pull-out from the mortar joint the maximum compressive load is associated to tie buckling.



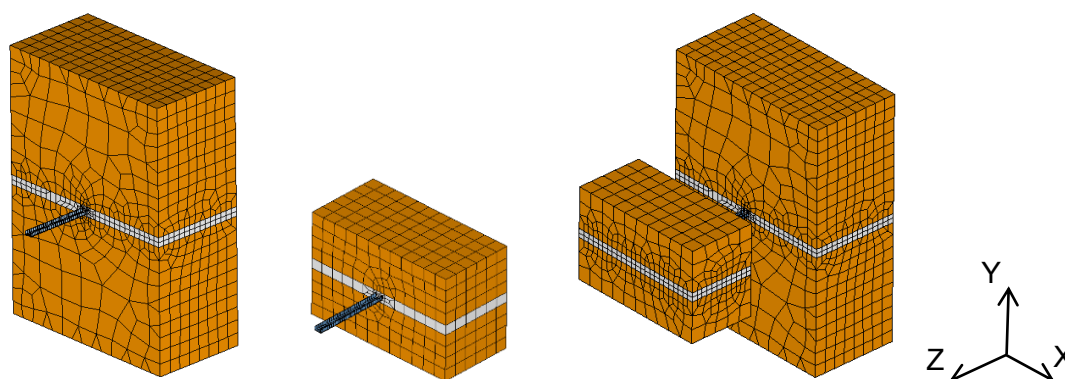
**Fig. 4 – Tension-compression tests results: (a) Force-displacement diagram of complete assemblage specimen; (b) envelope curves from cyclic tests (Martins 2018)**

### 3. NUMERICAL MODELING OF THE TIE CONNECTIONS

Numerical modeling results aimed to simulate the experimental force-displacement curves obtained to characterize the tension-compression behavior of the tie. Numerical models were thus built to replicate the different test specimens used in the experimental campaign. The present section discusses the modeling assumptions and results obtained.

#### 3.1. Model geometry and material properties

The numerical model tried to replicate the test setup, boundary conditions and procedure. The masonry prisms are discretized into the two constituents (brick and mortar). The tie is embedded within the mortar and the connection is modelled using interface elements. In summary, the model has four main components: (a) the brick units; and (b) the mortar joint; (c) the tie; and (d) interface between tie and mortar (Fig. 5).



**Fig. 5 – Three numerical models prepared to simulate the experimental tests**

The overall geometry of the tie was slightly simplified with respect to the real one shown in Fig. 3a. The cross-section of the tie is assumed to be constant and has the same dimensions of the cross-section of the central part of the real tie. The U-shape cross-section has a width of 12 mm, a height of 5.5 mm and a thickness of 0.5 mm. The clamp shaped extremes of the tie were neglected, assuming the same cross-section along the whole length of the tie, for simplification purposes. The embedment length of the tie within the masonry is the same of the experimental tests, being 60 mm in the infill brick masonry prism and 65 mm in the veneer masonry prism. The remaining dimensions respect the ones reported in the experimental campaign (Fig. 1).

Following also the test setup and procedure (Fig. 2), the boundary conditions and loads are also determined. First, the model is supported at the bottom. Only the translation in the direction parallel to the tie (Z) is restricted. A confinement load is applied in the two surfaces perpendicular to the Y direction. Following the test indications, a load of approximately 3% of



the compressive strength of the masonry is considered. After the application of the load, the movement in Y direction is restricted in both sides. Also, the movement of the top part of the bricks in the Z direction is restricted, allowing only the mortar area to deform. Finally, the load is applied incrementally on one extreme of the tie. The main difference between the numerical and the experimental analysis is the fact that the load is applied monotonically in the numerical analysis, as an imposed displacement until a total of 10 mm using steps of 0.05 mm, while it is a cyclic load in the experimental analysis.

Regarding the material properties used for the analysis, most of them were extracted from the experimental characterization carried out for the bricks, mortar and tie. The properties are shown in Table 1. For the steel tie, a simple nonlinear model considering Von Mises and Tresca plasticity is assumed with yield stress of 350 MPa. The compressive strength of the mortar and bricks were characterized experimentally. Poisson's ratio is kept fixed as 0.15 (typical values may range between 0.1 and 0.2) and the density of the different materials are obtained from the experimental characterization and manufacturer's information. The rest of the material properties are computed based on the compressive strength.

Tensile strength ( $f_t$ ) is estimated as 10% of the compressive strength.  $E$  is taken as  $1000f_c$  as proposed by Eurocode 6 (EN-1996-1-1 2005). Recommendations by Angelillo *et al.* (2014) are followed for determining the values of fracture energy. A general value of 0.02 N/mm is assumed for the tension fracture energy ( $G_{II}$ ) and a ductility index of 1.6 mm is used to calculate  $G_{fc}$  ( $G_{fc} = 1.6f_c$ ).

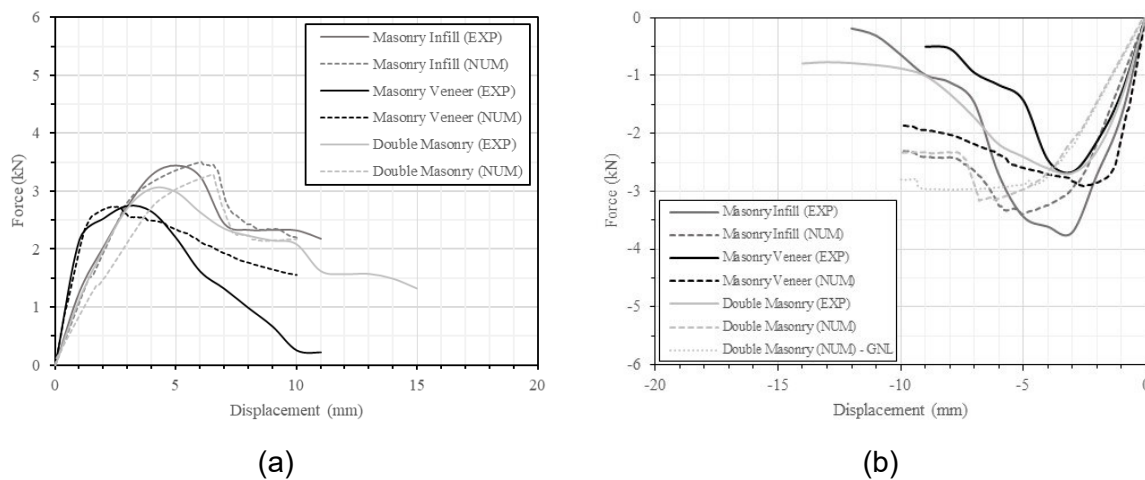
**Table 1 – Material properties adopted for the numerical analysis**

	$E$ (GPa)	$\nu$	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$\sigma$ (MPa)			
<b>Tie (steel)</b>	200	0.3	7850	350			
	$E$ (GPa)	$\nu$	$\rho$ (kg/m <sup>3</sup> )	$f_c$ (MPa)	$G_{fc}$ (N/mm)	$f_t$ (MPa)	$G_{II}$ (N/mm)
<b>Brick infill</b>	2	0.15	800	4	6.4	0.4	0.02
<b>Brick veneer</b>	4	0.15	2100	24	38.4	2.4	0.02
<b>Mortar infill</b>	6.9	0.15	1850	6.9	1.725	0.69	0.02
<b>Mortar veneer</b>	5.2	0.15	1750	5.2	1.3	0.52	0.02
	$K_n$ (N/mm <sup>3</sup> )	$K_s$ (N/mm <sup>3</sup> )	$c$ (MPa)	$\phi$ (rad)			
<b>Interface infill</b>	1	0.4	1.1	25° (0.44)			
<b>Interface veneer</b>	2.5	1	1.1	25° (0.44)			

With respect to the interface properties, a coulomb friction model is adopted for the nonlinear behaviour of the interface. The material properties necessary to define the model were calibrated numerically. The initial values were initially assumed from the experimental load-displacement curves and calibrated through a trial and error process. It is also noted that the initial value assumed for the compressive fracture energy ( $G_{fl}$ ) had to be reduced 5 times in both infill and veneer masonry mortars to match the numerical results.

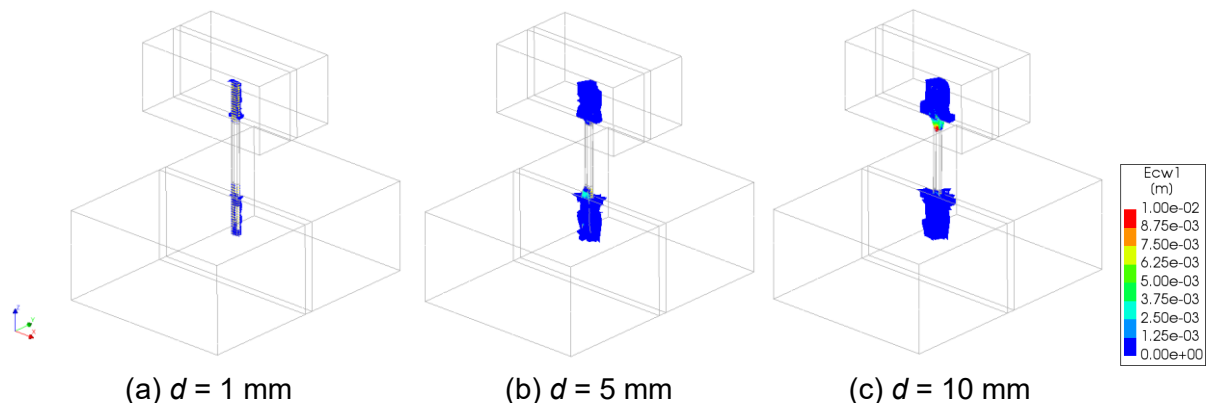
### 3.2. Results and discussion

Fig. 6 shows the numerical force-displacements curves obtained and compared with the experimental ones. The numerical curves in tension (Fig. 6a) matches reasonably well the experimental results both in terms of peak load and stiffness. Greater differences can be observed in the post-peak behaviour. Nevertheless, the numerical results capture the reduction of strength after reaching the peak. It is also noted that, in terms of damage and failure mode obtained, the numerical model also captures well the experimental results.



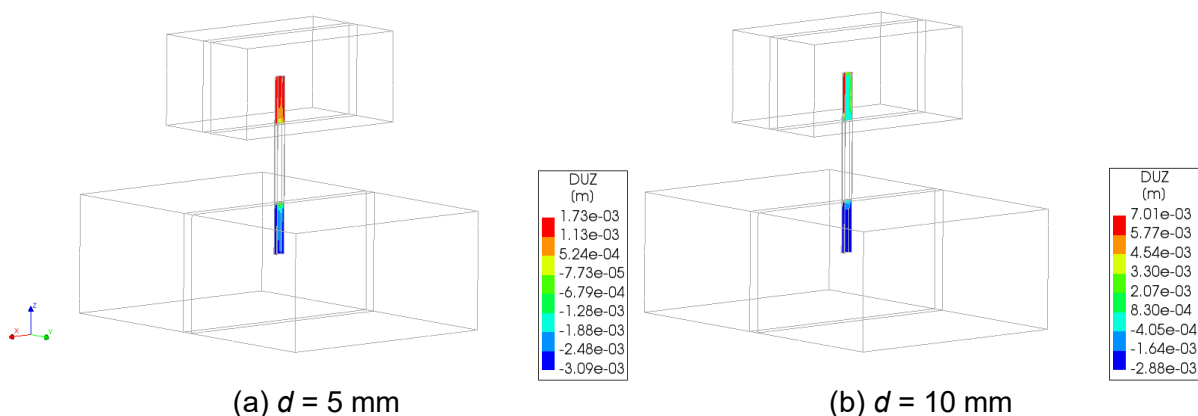
**Fig. 6 – Numerical and experimental load-displacement curves obtained in: (a) tension; and (b) compression**

The failure mode seems to be a combination between the sliding of the tie and the cracking and failure of the masonry surrounding the tie. Cracking starts early, for lower values of imposed displacement ( $d$ ), initiating at the areas surrounding the tie. Fig. 7 shows the damage evolution for the numerical model simulating the complete assemblage. Damage progressively increases through the mortar area. At the end of the analysis, the area enclosed by the U-shaped cross-section of the tie fails, which seems to agree with the failure observed in the experimental results (Fig. 3b).



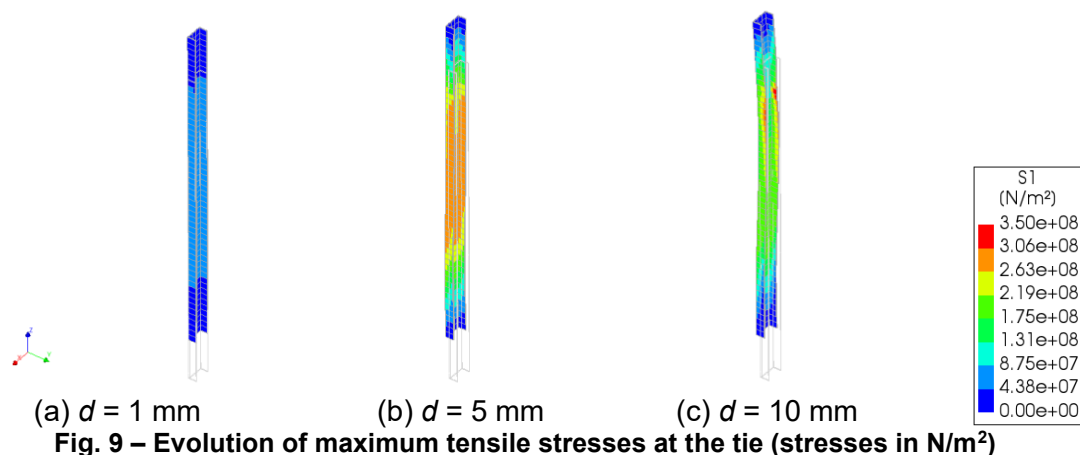
**Fig. 7 – Damage evolution during the analysis of the complete assemblage in tension (crack width in m)**

Results at the interface shows that sliding of the tie occurs simultaneously to the failure of the masonry surrounding the tie. Fig. 8 shows the evolution of relative displacements of the interface elements at peak load and end of the analysis. The displacements are higher in the exterior surfaces of the tie, illustrating the sliding of the tie. However, in the interior surface of the U-shaped tie, the relative displacements at the interface are reduced because the masonry is heavily cracked in that area. This shows that the failure mode is a combined sliding-cone failure of the mortar surrounding the tie, forming a shallow cone type of failure.

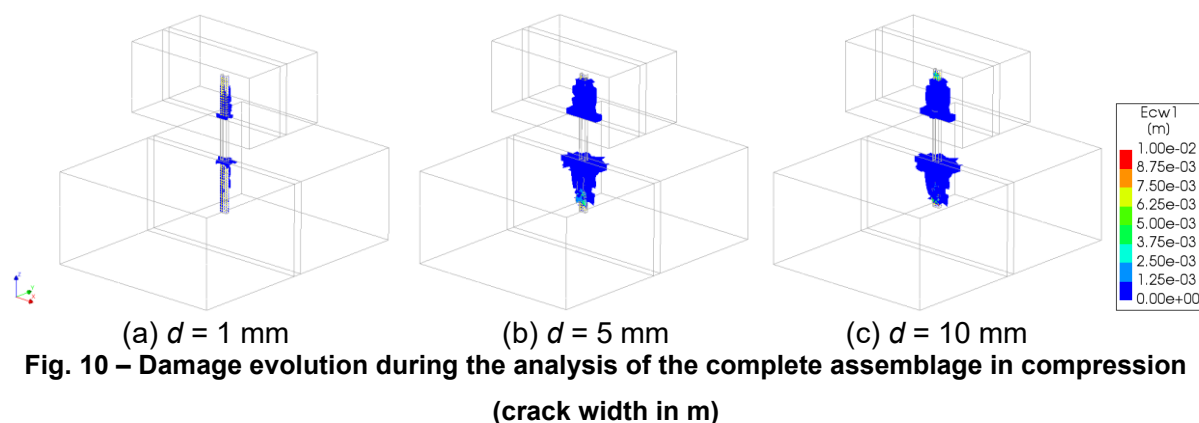


**Fig. 8 – Evolution of interface relative displacement during the analysis of the complete assemblage in tension (displacement in m)**

There are also high stresses at the tie at peak load (Fig. 9). For example, in the case of the numerical model simulating the complete assemblage, localized tensile stresses are close to the yield stress considered for the steel at the end of the analysis ( $\sigma = 350$  MPa). Therefore, the model seems to be able to capture the different failure modes that were reported during the experimental campaign in tension: sliding, combined sliding-cone failure, and tie fracture.



In compression, the numerical curves show greater variations with respect to the experimental ones (Fig. 6b). The stiffness of the experimental tests is lower than the numerical in the case of the brick masonry veneer and higher in the case of the brick masonry infill. This may indicate that the experimental tests show a slightly different behaviour in tension and compression, which is not well captured by the simplified numerical model. This is probably due to the model not being able to simulate the buckling of the tie that was observed in most cases experimentally. Even though the numerical model considers the geometrical nonlinearity, it does not consider possible common imperfections that can cause the buckling of the tie. The failure obtained in all cases is still a combination between the sliding of the tie and the cracking and failure of the masonry surrounding the tie (Fig. 10). Nevertheless, in terms of maximum load, results are similar with differences below 10%. Regarding the post-peak behaviour, the numerical results are not able to simulate the sudden decrease of strength after the peak load.



Finally, it should be noted that only the results of the complete assemblage were shown in detail in the present paper, but the results for the single assemblages are similar in terms of failure modes and evolution of damage. In conclusion, the numerical model is considered to

be well calibrated and able to match well the experimental results both in terms of peak load and stiffness, validating the numerical approach.

#### **4. CONCLUSIONS AND FUTURE WORK**

The numerical approach aimed to simulate the structural behavior of a tie connection under tensile and compression, obtained from experimental cyclic tension-compression tests performed on ties embedded in different brick masonry wallets. Ties are the main structural connecting veneer walls to the main structural system, thus being responsible of transferring both in-plane and out-of-plane loads that can occur, for example under seismic loading. The main objective of the present paper was to obtain a better understanding of the structural behavior of ties under horizontal loading.

The numerical results match well the experimental ones in terms of peak load and stiffness. Additionally, the evolution of damage and failure modes are also well captured, particularly in tension, consisting of a combination between the sliding of the tie and cracking at the mortar surrounding the tie.

Once the reference model and numerical approach is validated, future work will focus on carrying out a parametric analysis to evaluate the influence of material and geometric properties of the tie and masonry, type of action and construction details. Eventually, this could help to develop simplified models and guidelines that can be used in professional practice for seismic design and detailing of brick masonry veneer walls and tie connections. This can be applied both for new construction and rehabilitation of existing buildings. It is noted that veneer walls can be a suitable solution for façade rehabilitation to improve the thermal and acoustic performance of the existing building stock.

#### **ACKNOWLEDGEMENTS**

The authors acknowledge the support of the Portuguese Foundation for Science and Technology (FCT), through the financing of the research project SEVen - Development of Sustainable Ceramic Brick Masonry Veneer Walls for Building Envelops (PTDC/EI-CON/30876/2017).

#### **REFERENCES**

- Ceci, A.M., Contento, A., Fanale, L., Galeota, D., Gattuli, V., Lepidi, M., Potenza, F. 2010. Structural performance of the historic and modern buildings of the University of L'Aquila during the seismic events of April 2009, *Engineering Structures*, 32, pp. 1899-1924.
- Martins, A. 2018. Seismic Behaviour of Masonry Veneer Walls, Ph.D. Thesis, Universidade do Minho.



Monte Real, Leiria, Portugal  
29 de setembro a 1 de outubro de 2021

Carlos Capela, Rui B. Ruben,  
Mário S. Correia, *et al.* (Eds.)

EN 1996-1-1: 2005. 2005. Eurocode 6. Design of masonry structures. Part 1-1: Common rules for reinforced and unreinforced masonry structures. European Committee for Standardization.

Angelillo, M., Lourenço, P.B., Milani, G. 2014. Masonry behaviour and modelling, in: M. Angelillo (Ed.), *Mechanics of Masonry Structures*. CISM International Centre for Mechanical Science, vol. 551, Springer, Vienna, pp. 1–26.



# NUMERICAL MODELING OF THE TENSION-COMPRESSION BEHAVIOR OF TIE CONNECTIONS IN BRICK MASONRY WALLS

*Javier Ortega<sup>1</sup>, Nuno Mendes<sup>2</sup>, Graça Vasconcelos<sup>3</sup>, & Andreia Martins<sup>4</sup>*

<sup>1</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, [javier.ortega@civil.uminho.pt](mailto:javier.ortega@civil.uminho.pt)*

<sup>2</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, [nunomendes@civil.uminho.pt](mailto:nunomendes@civil.uminho.pt)*

<sup>3</sup> *ISISE, Universidade do Minho, Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)* <sup>4</sup> *DST Group, Portugal, [andrea.martins@dstsgps.com](mailto:andrea.martins@dstsgps.com)*

## ABSTRACT

The use of brick masonry veneer walls connected to infill walls inserted in a reinforced concrete (RC) frame is seen with some frequency in the construction of buildings in Portugal. The stability of the veneer wall is ensured by ties that make the connection with the masonry infill walls. Ties are generally made of steel but there are many types available in the market. These ties are also the main structural element transferring the out-of-plane lateral loads to the infill wall and RC main structure in the event of an earthquake. For this matter, the wall ties should have adequate resistance and stiffness in tension and in compression.

The characterization of the seismic behavior of these tie connections are still an insufficiently explored topic. The present paper shows a numerical investigation that aims to simulate experimental results of tension and compression tests performed on masonry wallets connected by means of steel ties. The main objective of the present research is to obtain a better understanding of the complex structural behavior of this specific construction system and, in the next phase of the work, develop simplified numerical tools to be used in practical guidelines for the seismic design of brick masonry veneer walls.

Key words: Brick masonry veneer walls, steel ties, experimental analysis, cyclic tension-compression tests, numerical analysis

## 1. INTRODUCTION

Brick masonry veneer walls consist of an exterior cladding separated from the structural interior backing by an air cavity, acting as a skin of the structure. Due to their aesthetics, durability and good thermal behavior, veneer walls are commonly observed in several countries in the world as a cladding on buildings. In Portugal, the backing structural system typically consists of reinforced concrete masonry infilled frames. This constructive solution can be also applied as a solution for renovation traditional façades and improve the energy efficiency of buildings. Brick veneer walls are attached to the backing system through distinct types of ties. Some recent earthquakes brought to light some fragilities of this constructive system, resulting in damages due to combined in-plane and out-of-plane loads (Ceci et al 2010). One justification for the observed seismic vulnerability can be the absence of specific regulations for the design of brick masonry veneers. The present research relies on experimental and numerical analysis to understand the seismic behaviour of tie connections and develop guidelines for seismic design and detailing of brick masonry veneer walls. In this work, a numerical modelling approach is presented, intended to simulate the experimental results of tension and compression tests performed on masonry wallets connected by means of steel ties.

## 2. NUMERICAL MODELING OF THE TIE CONNECTIONS

The specimens considered in the experimental campaign (Martins 2018) are brick masonry prisms representing common masonry infills and veneer with embedded ties at the bed joint. The objective was to assess the bond resistance of the tie under cyclic tensile and compression loads. Numerical models were built to replicate the different test setups used in the experimental campaign. The masonry prisms are discretized into the two constituents (brick and mortar). The tie is embedded within the mortar and the connection is modelled using interface elements. In summary, the model has four main components: (a) the brick units; and (b) the mortar joint; (c) the tie; and (d) interface between tie and mortar (Fig. 1a).

The numerical analysis also replicated the test setup, boundary conditions and procedure. The main difference between the numerical and the experimental analysis is the fact that the load is applied monotonically in the numerical analysis while it is a cyclic load in the experimental analysis. Regarding the material properties used for the analysis, they were extracted from the experimental characterization carried out for the masonry and tie. The experimental and numerical force-displacements curves obtained are shown in Fig. 1b. The numerical model could be calibrated until obtaining a good match with the experimental results both in terms of peak load and stiffness, validating the numerical approach.

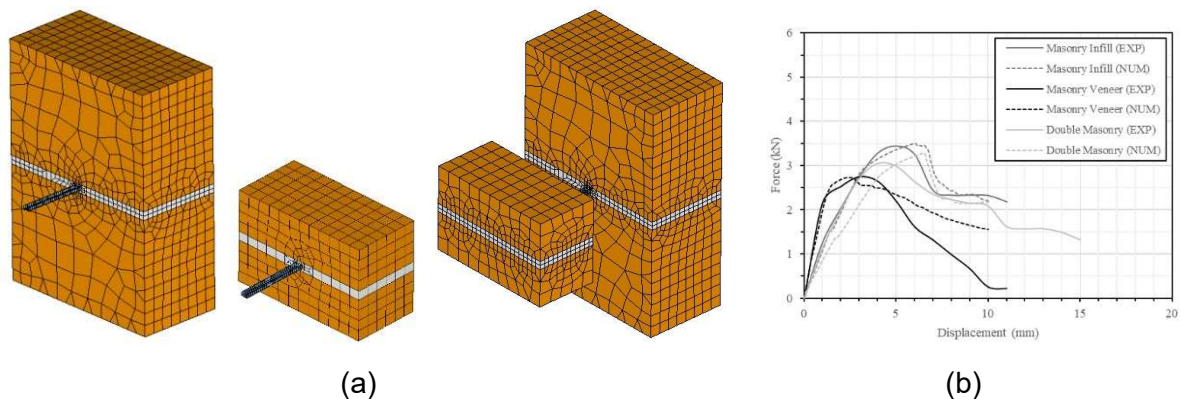


Fig. 1 – (a) Three numerical models prepared to simulate the experimental tests; (b) numerical and experimental load-displacement curves.

## 3. CONCLUSIONS

The numerical approach aimed to simulate the structural behaviour of a tie connection, under tensile and compression, obtained from experimental tests with three test setups. The evolution of damage and failure modes are also well captured, consisting of a combination between the sliding of the tie and cracking at the mortar surrounding the tie. Once the reference model is validated, parametric analysis can be carried out to evaluate the influence of material and geometric properties of the tie and masonry, type of action and construction details.

## REFERENCES

- Ceci A.M., Contento A., Fanale L., Galeota D., Gattulli V., Lepidi M., Potenza F. 2010. Structural performance of the historic and modern buildings of the University of L'Aquila during the seismic events of April 2009, *Engineering Structures*, 32, pp. 1899-1924
- Martins, A. 2020, Seismic Behaviour of Masonry Veneer Walls, *PhD Thesis*, University of Minho, Portugal.

## QUASI-STATIC TEST ON A HALF-SCALE TWO-STORY URM BUILDING: MECHANICAL CHARACTERIZATION OF MATERIALS

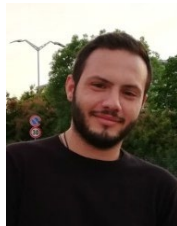
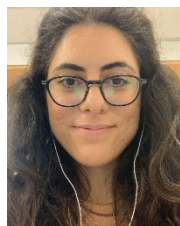
*Abide Aşıkoğlu<sup>1</sup>, Alessandro Del Re<sup>2</sup>, Graça Vasconcelos<sup>3</sup>, & Paulo B. Lourenço<sup>4</sup>*

<sup>1</sup> University of Minho, ISISE, Department of Civil Engineering, Guimarães Portugal, [abideasikoglu@hotmail.com](mailto:abideasikoglu@hotmail.com)

<sup>2</sup> Ecolab S.R.L., Milan, Italy, [delre.alessandro@libero.it](mailto:delre.alessandro@libero.it)

<sup>3</sup> University of Minho, ISISE, Department of Civil Engineering, Guimarães Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)

<sup>4</sup> University of Minho, ISISE, Department of Civil Engineering, Guimarães Portugal, [pbl@civil.uminho.pt](mailto:pbl@civil.uminho.pt)



### ABSTRACT

Nonlinear static (pushover) analysis has been often preferred to evaluate the seismic response of buildings in practice owing to its simplicity. Yet, a straightforward application is not available and further improvements are essential to implement pushover analysis and their use for URM buildings. In addition, validation of new numerical procedures is mainly developed by comparing capacity curves attained from the pushover curve with envelope curve obtained from shaking table tests. It is important to reduce the number of parameters that may influence the response due to the analysis type. Thus, numerical procedures that have been used in engineering practice can be improved to ensure more accurate simulations for design and assessment through a quasi-static test. Within this context, the present paper addresses an experimental campaign of half-scale two-story URM building with plan irregularity and material characterization tests have been performed to have an insight on the mechanical properties that is essential for numerical modeling.

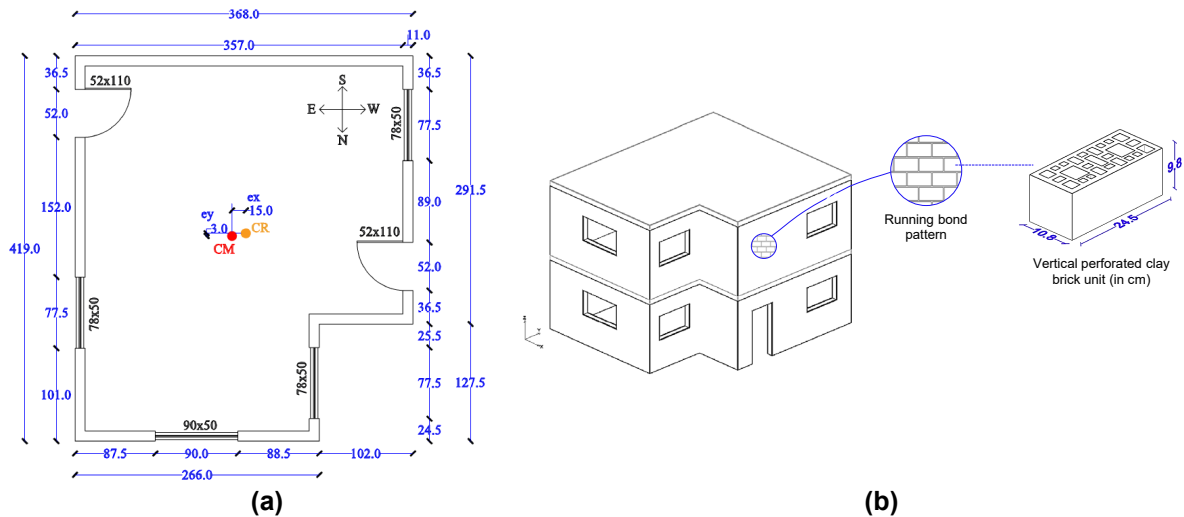
Keywords: Clay brick, unreinforced masonry, quasi-static test, material characterization, seismic response

## 1. INTRODUCTION

Unreinforced masonry buildings (URM) are largely found in many countries in the world with both low and high seismicity, which justify the improvement of European and American seismic codes concerning masonry structures (Lourenço and Marques 2020). Most recently, nonlinear static procedures have been preferred to perform performance-based design approaches, particularly in the case of masonry buildings. An extensive discussion has been carried out by Aşikoğlu *et al.* (2021) to what concerns the application of such procedure to masonry buildings. Further studies are required to implement more straightforward application rules. In particular, there are various strategies to apply on masonry buildings and the nonlinear static analysis are highly dependent on the numerical procedure adopted to simulate the structure (Aşikoğlu *et al.* 2019; D'Altri *et al.* 2019; Aşikoğlu *et al.* 2020b; Lourenço and Silva 2020; Silva *et al.* 2020). Therefore, experimental studies play crucial role in the research community in order to validate simulations, especially, when there is a large scatter in results. The present study aims at providing an experimental data both in material and structural level so as to be used in numerical simulations with more confidence and develop straightforward rules to apply such procedure in practice.

This paper addresses the experimental campaign of (i) material characterization of masonry brick units, mortar, and masonry wallets, and (ii) the quasi-static test on a half-scaled two-story URM building and prediction of the test response. The first part is related with the characterization of the key mechanical behavior of masonry materials. For this purpose, (a) uniaxial compressive tests on mortar and masonry units; (b) flexural test on mortar specimens; (c) initial shear test for mortar-unit interface; (d) uniaxial, diagonal compression, and flexural tests on masonry wallets have been performed. The second part of the experimental work deals with the quasi-static test of a half-scaled two-story URM building with structural irregularity. The main goal is to have an insight on the response of a masonry building irregular layout and its failure patterns when subjected to lateral loading. To this end, a geometry similar to the experimental model tested by Avila *et al.* (2018) has been selected as illustrated in Fig. 1. The half-scale two-story URM building has a plan dimension of 419 cm x 368 cm with an inter-story height of 152 cm (Fig. 1(a)). Furthermore, the box-behavior will be ensured by a RC slab, which has a 10 cm thickness. Due to irregularities in plan and elevation, center of mass and center of rigidity do not coincide with each other, resulting eccentricity of 15 and 3 cm in X and Y direction, respectively. The building is composed of vertical perforated clay masonry brick units which are already available in the market. The masonry arrangement has been decided as a running bond with the interlocking

of the intersecting orthogonal walls. In literature, it is observed that there are different regularity definitions among the engineering community (Aşıkoğlu *et al.* 2021). Even so, the structure has so-called plan irregularity in which a setback in one corner occurs. Additionally, distribution of the openings along the elevation can be identified as irregular.



**Fig. 1 – (a) Geometric details of the building plan, (b) axonometric view of the experimental building**

## 2. CHARACTERIZATION OF MATERIALS

### 1.1. Unit tests

The dimensions of clay masonry brick units are 24.5 cm x 10.8 cm x 9.8 cm. As per Eurocode 6 (2018), the clay masonry material is classified as Group 3. The compressive strength of the brick units was obtained according to EN 771-1:2000 (2000). For the compression tests, three directions were considered given the anisotropic nature of the vertical perforated brick units, such as in the direction parallel to perforations (direction A), and direction perpendicular to perforations (direction B, C), as shown in Fig. 2. Six specimens were tested for each direction and the results are summarized in Table 1.



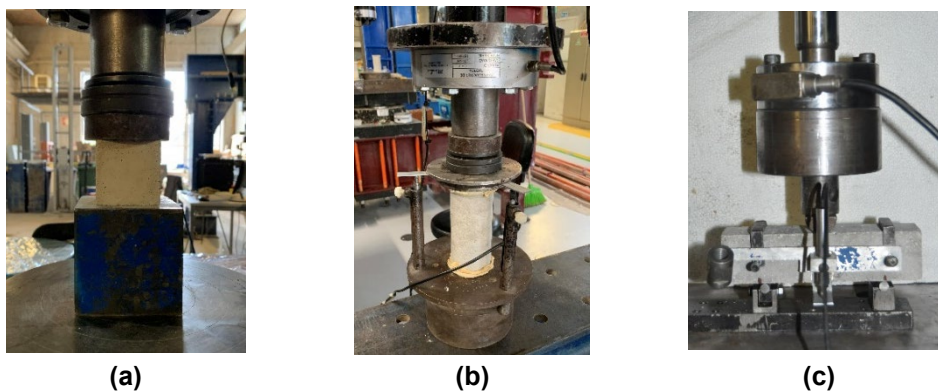
**Fig. 2 - Compression test on brick units in different directions**



**Table 1 – Average compressive strength of brick units tested in different directions.**

	Direction A	Direction B	Direction C
$F_{max}$ (kN)	231.4	18.4	126.8
$\sigma_{gross}$ (MPa)	8.7	0.7	4.8
$A_{gross}$ (mm <sup>2</sup> )	26460	10584	26460
$\sigma_{eff}$ (MPa)	15.0	3.5	9.6
$A_{eff}$ (mm <sup>2</sup> )	15428	5292	13230

Class M10 ready-mixed mortar is chosen for bed and head joints. The compressive and flexural strength of the mortar was attained according to the EN 1015-11:2007 (2007). The mortar tested was a pre-mixed M10 mortar, used for the head and bed joints. In total, 13 cubic and 7 cylindrical specimens were tested under compression. The average compressive strength was obtained as 13 MPa and 8 MPa, respectively. Moreover, the average flexural strength of the mortar was attained from 7 specimens.



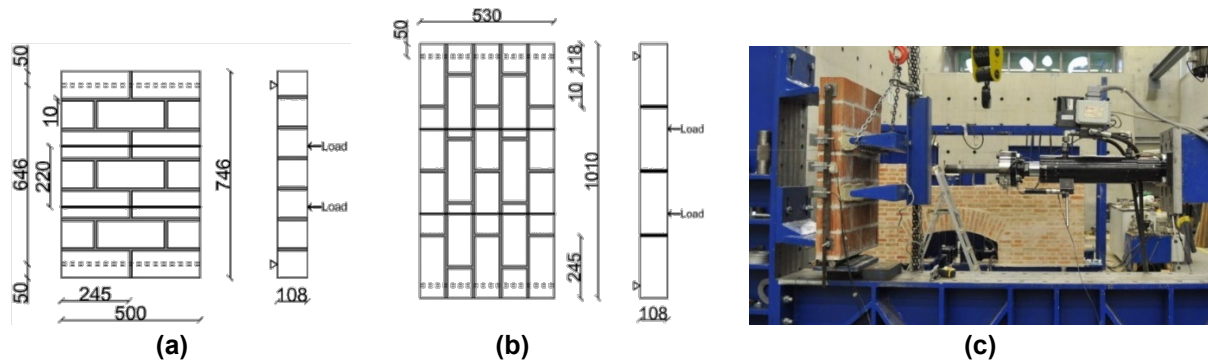
**Fig. 3 - Hardened mortar tests, compression on (a) cubic, (b) cylinder samples, (c) flexural test**

### 3.1 Masonry Wallet Tests

The flexural tests were designed and carried out according to BS EN 1052-2 (1999). To evaluate the flexural strength of the masonry wallets under pure bending, four-point bending tests were performed. In total, ten specimens were tested, (i) five specimens for failure parallel to the bed joints ( $f_{xk1}$ ), (ii) 5 for failure perpendicular to the bed joints ( $f_{xk2}$ ). Thus, two different geometries were considered for the masonry wallets and the details of the wallets are presented in Fig. 4. The tests were performed in displacement control at a rate of 10  $\mu\text{m/s}$ . The test equipment was assembled on a steel frame including an actuator with a capacity of 200 kN. Three LVDT's were used to measure the deformation and one LVDT was located on the hydraulic jack to control the actuator displacement. The LVDT's were located horizontally to record the flexural deformation due to the configuration of the test setup in which the specimen was placed vertically, similarly to Silva et al. (2018). The main reason is

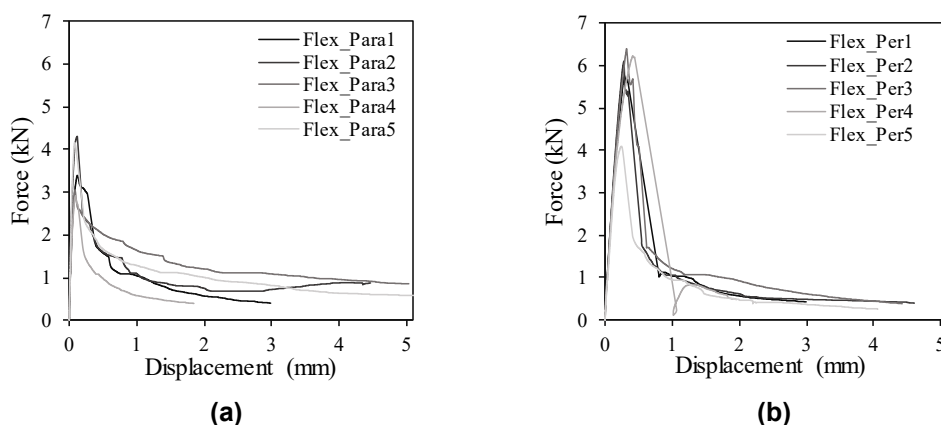


to avoid the influence of the weight of the specimen and the loading beam on the response. The LVDT's were placed along the length of the specimen, one being in the middle of the specimens and the other two being at the loading points.



**Fig. 4 - Detail of the flexural test specimens, (a) failure plane parallel to the bed joints, (b) failure plane perpendicular to the bed joints (in mm), (c) general view of four-point bending test setup for flexural tests.**

Accordingly, the flexural strength of each masonry wallet was calculated based on BS EN 1052-2 (1999) and the results are gathered in Table 2 and Fig. 5. The characteristic flexural strength parallel to the bed joint was found as 0.27 MPa, while the perpendicular counterpart was calculated as 0.51 MPa. It is noticed that the characteristic values obtained from experiments are almost 3 times and 1.25 times higher than the standard values given by Eurocode 6 (2018) for failure in parallel (0.10 MPa) and perpendicular (0.40 MPa) to the bed joint, respectively. This indicates that the standard underestimates the flexure capacity of this type of masonry.



**Fig. 5 - Flexural force-displacement plots, (a) failure parallel to the bed joints, (b) failure perpendicular to the bed joints**

**Table 2. Mechanical properties of the masonry wallets from flexure tests**

Test	Parallel to bed joint				Perpendicular to bed joint			
	$F_{max}$ (kN)	$f_{x1}$ (MPa)	$f_{x1}^{mean}$ (MPa)	$f_{xk1}$ (MPa)	$F_{max}$ (kN)	$f_{x2}$ (MPa)	$f_{x2}^{mean}$ (MPa)	$f_{xk2}$ (MPa)
1	3.39	0.38			5.77	0.77		
2	4.30	0.49			6.10	0.81		
3	3.05	0.35	0.40	0.27	6.39	0.85	0.76	0.51
4	2.92	0.33			6.23	0.83		
5	4.16	0.47			4.09	0.55		

The failure of the mortar along the parallel bed joint was generally observed in a similar pattern for all test runs as presented in Fig. 6(a). Internal webs of the vertical perforated brick units appear to provide interconnection at the unit-mortar interfaces through excess mortar during the laying. To what concerns the failure perpendicular to the bed joint, the damage was noted not only along with the mortar but also along with the brick units, as shown in Fig. 6(b). The failure mechanism of the specimens in parallel to the bed joint appears to be relatively more ductile than the specimens subjected to the loading perpendicular to the bed joint because of the failure of the mortar. On the other hand, brittle behavior was observed due to the failure of the brick elements.



(a)

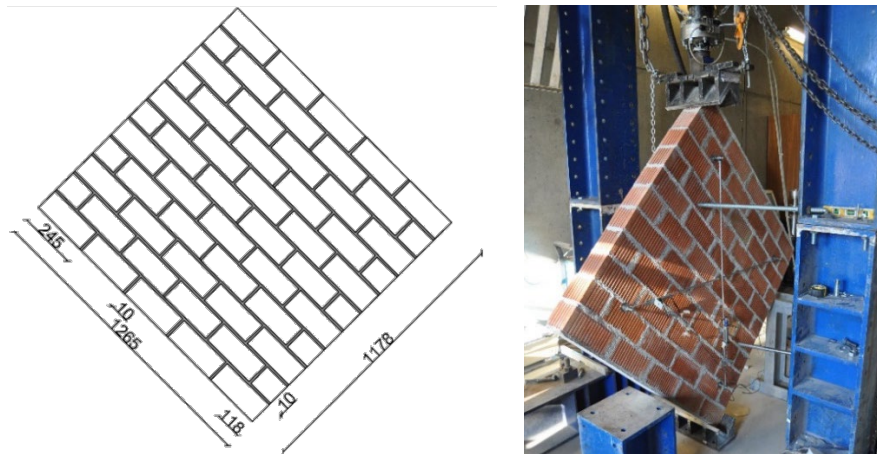


(b)

**Fig. 6 - Typical failure mode, (a) parallel to the bed joint, (b) perpendicular to the bed joint**

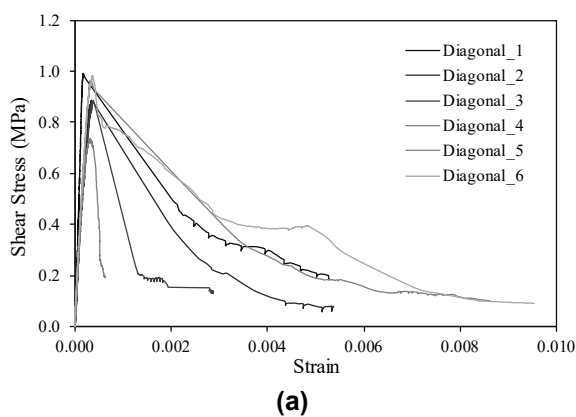
Diagonal compression tests were carried out with respect to ASTM E 519 - 02 (2002). This test method allows to determine diagonal shear or tensile strength in masonry assemblages assuming that tensile principal stress is equal to the pure shear stress state. Six specimens were constructed by considering the dimensions given by the standard and the detail of the experimental setup is given in Fig. 7. In order to apply the diagonal compression, the specimens were placed in diagonal in between steel loading shoes which were positioned opposing bottom and top corners. Uniform application of the loading was ensured by rectifying the surfaces that were in contact with the loading shoes. All specimens were tested with an actuator of 500 kN load capacity and performed under displacement control at a rate

of 2 mm/s. The test was controlled by a LVDT attached to the actuator and conducted until the failure was attained. At each façade of the specimen, 2 LVDT's were instrumented to measure (i) the shortening of the vertical diagonal parallel to the applied load, (ii) the opening of the horizontal diagonal perpendicular to the applied load.



**Fig. 7 - Specimen details and experimental configuration of the test (in mm)**

The results of the tests are presented in terms of stress-strain relation in Fig. 8(a) and the mechanical parameters are listed in Table 3. The stress-strain plots illustrate the brittle behavior of shear failure. In general, maximum force, shear stress and shear modulus slightly differ, except the fourth specimen. Although stress and maximum force observed on the first specimen has reasonable agreement with other specimens, there is a peculiar difference in the shear modulus. The reason for such discrepancy might be due to an issue related with the measurement of the transducers that could lead unreliable result for that test run. Therefore, shear modulus obtained from the first specimen was disregarded for the calculation of the mean value.



**Fig. 8 - Diagonal compression test results, (a) stress-strain plot, (b) failure mode**

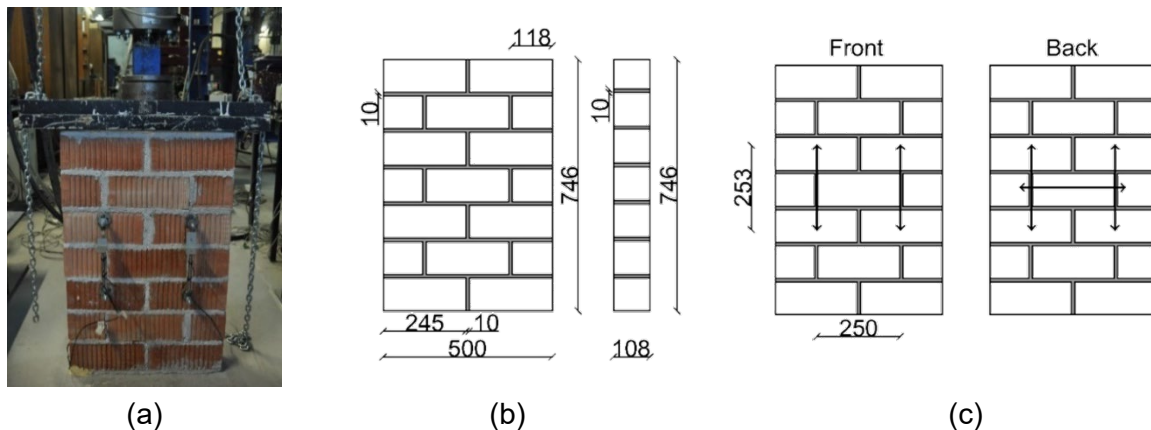
**Table 3. Mechanical properties of the masonry wallets from diagonal compression test**

Test	$F_{\max}$ (kN)	$T_{\max} = f_t$ (MPa)	G (MPa)
1	92.5	0.99	6050
2	82.7	0.89	2594
3	82.5	0.88	2309
4	68.7	0.74	2361
5	90.0	0.96	3008
6	91.7	0.98	2686
Average	84.7	0.89	2592*

\*Average value of shear modulus does not include the first test result.

It is noted that the maximum force attained at the fourth specimen was significantly lower than the other test runs. The specimen failed along the mortar bed joint of the second row of brick units. Thereupon, detachment of the mortar prevented the load flow below the crack. Under such circumstances, it is believed that the mortar bed joint which suffered from damage was the weakest link throughout the specimen. In other words, time difference due to workmanship or possible difference in the mortar mixes might influence the response. On the other hand, typical diagonal damage pattern was observed on the other specimens. Once the peak stress was achieved, the assemblages mainly collapsed in a sudden and brittle way in which stepwise crack was occurred Fig. 8(b). Consequently, the average of the diagonal shear strength and/or tensile strength of the present masonry wallets is found as 0.89 MPa while the average shear modulus is 2592 MPa.

The compressive strength of the masonry wallets was determined by performing uniaxial compression test following the standard, BS EN 1052-1 (1999). Three specimens were constructed according to the standard prescriptions. The details of the specimen and test setup are presented in Fig. 9. The test instrumentation consisted of a hydraulic actuator with a load capacity of 500 kN and five LVDT's to measure the deformation. The test was conducted under displacement control with a rate of 2 mm/s. The vertical load was applied on the top surface of the specimen to evaluate the compressive strength. For the first specimen, the load was applied with a constant increment starting from zero until the failure. However, the loading protocol was described according to the standard for other two specimens in order to determine the Young's modulus. The compressive force was applied in three equal steps until the half of the maximum force that was attained from the first specimen. After each step, the compressive force kept constant for two minutes. Following to the last step, the force was increased at a constant rate until the failure. Fig. 10 illustrates the force-displacement and stress-strain relation of each specimen under uniaxial compression.



**Fig. 9 - Uniaxial compression test, (a) setup, (b) geometric details, (c) LVDT configuration (in mm)**

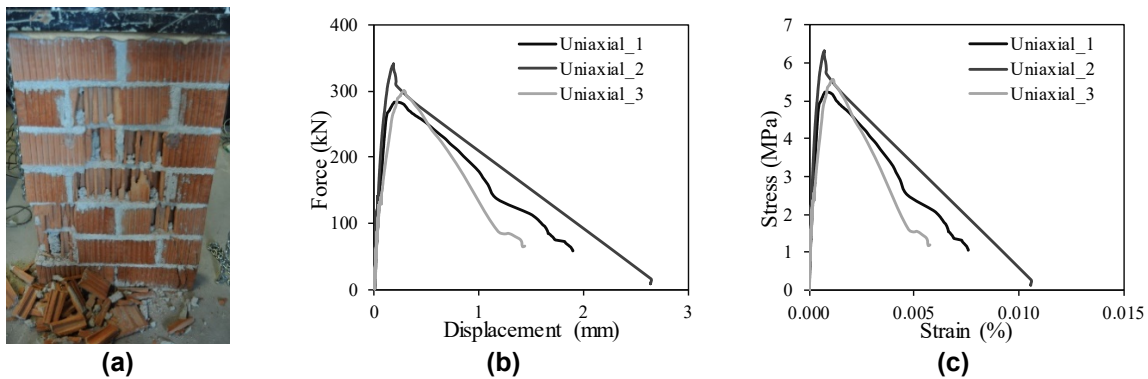
The mechanical parameters obtained from the test results are presented in Table 4. The mean compressive strength and the Young's modulus were determined as 5.7 MPa and 17518 MPa, respectively. Furthermore, the characteristic value of the masonry compressive strength is determined according to relation given by Eurocode 6 (2018) and, therefore, the minimum value is selected as resultant. In this context, the characteristic compressive strength obtained from the experimental campaign is 4.75 MPa. Additionally, the characteristic compressive strength and Young's modulus were calculated according to Eurocode 6 (2018) and given in Table 4. It is noted that compressive strength of the masonry unit and the mortar obtained from the experiments were taken account. Thus, it is possible to check the reliability of the uniaxial compression test results through the standard prescriptions. It is found that the experimental value is significantly higher (61%) than the values calculated based on the relation given in Eurocode 6 (2018).

**Table 4. Mechanical properties of the masonry assemblages under uniaxial compression**

Test	$\sigma_c$ (MPa)	$f_{ck}$ (MPa)	E (MPa)	$f_{ck,EC6}$ (MPa)	$E_{EC6}$ (MPa)
1	5.2	4.33	14129	6.7	6700
2	6.3	5.25	23362		
3	5.6	4.67	15062		
Average	5.7	4.75	17518		

All panels demonstrated brittle collapse in an explosive manner. Mainly, visual cracks appeared to occur along the head joints and propagated through the brick units, as depicted in Fig. 10. In general, the failure was governed by diagonal cracks which recognized as sand clock type shape. Yet, cracking and crushing especially at the bottom corner of the panels, as well as splitting of the shells and webs were observed at the end of the test. What concerns the damage propagation, it is believed that cracking initiated on the webs of the brick units due to the fact that a set of cracking noise was noticed in the first place.





**Fig. 10 - Uniaxial compression behaviour of the wallets, (a) failure mode, (b) force – displacement, (c) stress – strain curves**

Initial shear strength of the unit-mortar interfaces was obtained by performing triplet test based on BS EN 1052-3 (2002). According to the standard, three different stress levels with a value of 0.2 MPa, 0.6 MPa and 1.0 MPa were used since the compressive strength of the masonry units was higher than 10 MPa. For each precompression level, three specimens were tested. In total, 5 LVDT's were used, one of them was used to control the actuator displacement while other 4 were placed at the two façades of the specimen as shown in Fig. 11. Vertical LVDT's measured relative displacement with respect to the center of the course and a horizontal LVDT was used in order to record any opening between the units that could happen. The shear force was applied under displacement control at a rate of 10 mm/s while precompression was applied by using a manual hydraulic jack.

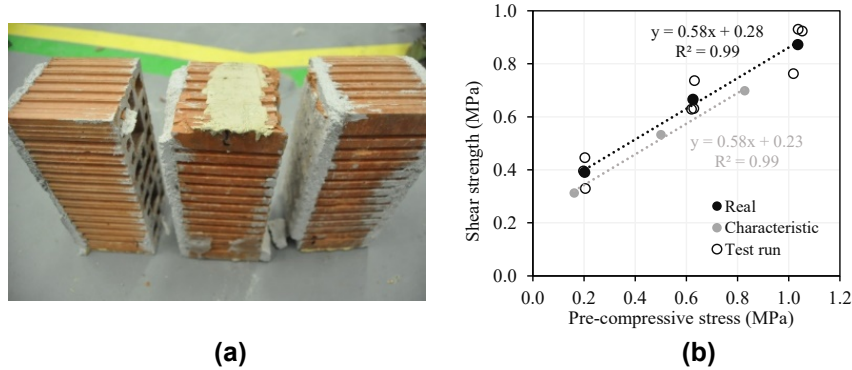


**Fig. 11 - Configuration of the test setup for initial shear test and the details of the specimen (in mm)**

The deformation of the specimens was measured by means of LVDT's and given in Fig. 12(a). For each specimen, shear strength ( $f_{voi}$ ) and precompression stress ( $f_{pi}$ ), and characteristic initial shear strength (or cohesion) were calculated. Moreover, correlation of the maximum shear strength and pre-compressive stress is illustrated in Fig. 12(b). Definition of the linear regression of the points allows to obtain (i) initial shear strength under zero precompression ( $f_{vo}$ ) which is the interception of the obtained line with zero precompression stress, (ii) friction coefficient ( $\mu_o$ ) which is the slope of the obtained line, (iii) internal friction



coefficient ( $\alpha_o$ ) which is the angle of the obtained line, and their characteristic values ( $\mu_k, \alpha_k = 0.8 \tan \alpha_o$ ).



**Fig. 12 – (a) Failure mode, (b) relation between maximum shear strength and pre-compressive stress**

Briefly, shear properties of the unit-mortar interface obtained from the tests are listed in Table 5. The characteristic initial shear strength is found as 0.23 MPa which is nearly 33% less than the standard value (0.30 MPa) given by Eurocode 6 (2018). The specimens showed two types of failure mode which is defined in BS EN 1052-3 (2002). It was observed that the failure mode was governed by the level of precompression. For instance, the specimens, which were tested with the lowest precompression level (0.20 MPa), presented shear failure along the mortar-unit interface while the failure under higher level of precompression was observed as splitting in the brick units.

**Table 5. Mechanical properties from initial shear test**

	PreComp_0.2	PreComp_0.6	PreComp_1.0
A (mm <sup>2</sup> )	26460	26460	26460
F <sub>i,max</sub> (kN)	4.9	15.1	24.9
f <sub>pi</sub> (Mpa)	0.2	0.6	1.0
F <sub>max,i</sub> (kN)	18.8	32.0	41.9
f <sub>voi</sub> (Mpa)	0.35	0.60	0.79
f <sub>vo</sub> (Mpa)		0.28	
f <sub>vok</sub> (Mpa)		0.23	
$\mu_o$		0.58	
$\mu_k$		0.58	
$\alpha_o$ (°)		30.1	
$\alpha_k$ (°)		30.1	

### 3. DESIGN OF THE EXPERIMENTAL SETUP

In this section, designing and planning procedure of the half-scale quasi-static test is addressed. Since the experimental campaign has not been started yet, a preliminary planning and key parameters that influenced the decision-making of experimental design is

delivered, as depicted in Fig. 13. Preliminary numerical analysis allows to predict the response of the building and design and decide the components of the experiment. For instance, based on the analysis carried out by (Aşıkoğlu et al. 2020a) and (Aşıkoğlu et al. 2020b), a hydraulic actuator with a capacity of 300 kN at each level would be enough. Indeed, the hydraulic jacks is planned to be located along the axis of the center of mass to represent better the dynamic actions that activates the mass of the structure. However, it is decided to implement tube profiles along the perimeter of the building in order to avoid concentration of the load at one point (Fig. 13 (a)). Furthermore, once building is subjected to residual damage, i.e., inelastic range, it is necessary to safeguard its adjustment at the reference (zero) point during the reloading phases. In this sense, several prestressed bars will be implemented with a spacing of 75 cm along the length and width of the structure, as shown in Fig. 13 (a). These prestressed bars will be embedded in the RC slab, and they will be fixed to loading and reloading plates via load distribution profiles.

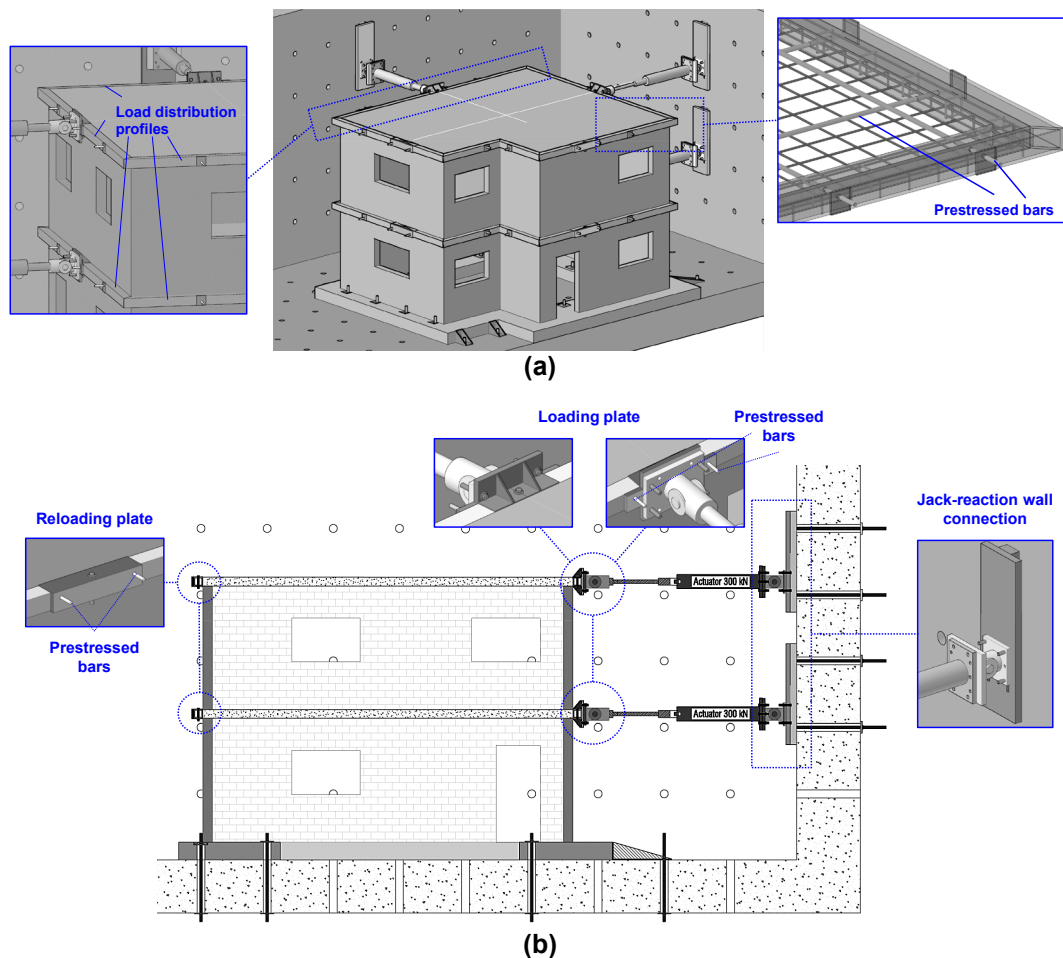


Fig. 13 - Configuration and details of the experimental setup, (a) 3D view, (b) section view

#### 4. CONCLUSIONS

The present experimental work aims at studying the seismic response of a URM building with plan irregularity by performing quasi-static loading in each direction of the building. Material characterization tests have been performed to obtain the mechanical properties of the construction materials and will be further used to simulate the quasi-static test in numerical environment. Furthermore, detailed explanations on the designing experimental setup of quasi-static test are addressed. Once the experimental results are available, the numerical model will be updated to simulate the response and to derive straightforward steps to apply pushover analysis on masonry buildings.

#### ACKNOWLEDGEMENTS

The first author acknowledges the financial support from the Portuguese Foundation for Science and Technology (FCT) through the Ph.D. Grant SFRH/BD/143949/2019. This work was financed by national funds through FCT - National Foundation for Science and Technology, I.P., in the scope of the research project “Experimental and Numerical Pushover Analysis of Masonry Buildings (PUMA)” (PTDC/ECI-EGC/29010/2017).

#### REFERENCES

- Aşıkoğlu A, Avşar Ö, Lourenço PB, Silva LC (2019) Effectiveness of seismic retrofitting of a historical masonry structure: Kütahya Kurşunlu Mosque, Turkey. *Bull Earthq Eng* 17:3365–3395. <https://doi.org/10.1007/s10518-019-00603-6>
- Aşıkoğlu A, Vasconcelos G, Lourenço PB (2021) Overview on the Nonlinear Static Procedures and Performance-Based Approach on Modern Unreinforced Masonry Buildings with Structural Irregularity. *Buildings* 11:. <https://doi.org/10.3390/buildings11040147>
- Aşıkoğlu A, Vasconcelos G, Lourenço PB, Del Re A (2020a) Seismic response of an unreinforced masonry building with structural irregularity; Blind prediction by means of pushover analysis. In: *Brick and Block Masonry - From Historical to Sustainable Masonry*, 1st edn. CRC Press, pp 1037–1045
- Aşıkoğlu A, Vasconcelos G, Lourenço PB, Pantò B (2020b) Pushover analysis of unreinforced irregular masonry buildings: Lessons from different modeling approaches. *Eng Struct* 218:. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110830>
- ASTM E 519 - 02 (2002) Standard Test Method for Diagonal Tension (Shear) in Masonry Assemblages
- Avila L, Vasconcelos G, Lourenço PB (2018) Experimental seismic performance assessment of asymmetric masonry buildings. *Eng Struct* 155:298–314. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.10.059>
- BS EN 1052-1 (1999) Methods of test for masonry - Part 1: Determination of compressive strength. European Committee for Standardization (CEN)
- BS EN 1052-2 (1999) Methods of test for masonry - Part 2: Determination of flexural strength. Eur Comm Stand
- BS EN 1052-3 (2002) Methods of test for masonry - Part 3: Determination of initial shear strength. European Committee for Standardization (CEN). Eur Comm Stand
- D’Altri AM, Sarhosis V, Milani G, et al (2019) A review of numerical models for masonry structures. Elsevier Ltd
- EN 1015-11:2007 (2007) EN 1015-11:2007 Flexural and compressive strength of mortar
- EN 771-1:2000 (2000) EN 772-1:2000 Compressive strength for masonry units

- Eurocode 6 (2018) Eurocode 6 - Design of masonry structures - Part 1-1: General rules for reinforced and unreinforced masonry structures
- Lourenço P., Marques R (2020) Design of masonry structures (General rules): Highlights of the new European masonry code. In: Kubica, Kwiecien, Bednarz (eds) Brick and Block Masonry - From Historical to Sustainable Masonry. Taylor & Francis, Krakow
- Lourenço PB, Silva LC (2020) Computational applications in masonry structures: From the meso-scale to the super-large/super-complex. *Int J Multiscale Comput Eng* 18:1–30. <https://doi.org/10.1615/IntJMultCompEng.2020030889>
- Silva LC, Lourenço PB, Milani G (2020) Numerical homogenization-based seismic assessment of an English-bond masonry prototype: structural level application. *Earthq Eng Struct Dyn* 1–22. <https://doi.org/10.1002/eqe.3267>
- Silva LM, Vasconcelos G, Lourenço P. (2018) Characterization of Materials and Masonry Assemblages for Seismic Resistant Masonry Infills. In: Proceedings of the 1st Iberic Conference on Theoretical and Experimental Mechanics and Materials / 11th National Congress on Experimental Mechanics. Porto, pp 781–796

# MATERIAL CHARACTERIZATION AND QUASI-STATIC TEST ON A HALF-SCALE TWO-STORY URM BUILDING WITH VERTICAL PERFORATED CLAY BRICK

*Abide Aşıkoğlu<sup>1</sup>, Graça Vasconcelos<sup>2</sup>, & Paulo B. Lourenço<sup>3</sup>*

<sup>1</sup> *University of Minho, ISE, Department of Civil Engineering, Guimarães Portugal, [abideasikoglu@hotmail.com](mailto:abideasikoglu@hotmail.com)*

<sup>2</sup> *University of Minho, ISE, Department of Civil Engineering, Guimarães Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)*

<sup>3</sup> *University of Minho, ISE, Department of Civil Engineering, Guimarães Portugal, [pbl@civil.uminho.pt](mailto:pbl@civil.uminho.pt)*

## ABSTRACT

The seismic design philosophy has been evolved to a performance-based approach by using nonlinear dynamic or static analyses. It is widely accepted that nonlinear dynamic analysis is the most accurate approach to simulate the seismic behavior of a structure. However, its application in engineering practice is demanding and requires a high level of expertise. It is noticed that nonlinear static (pushover) analysis has been often preferred to evaluate the seismic response of buildings in practice. Yet, a straightforward application is not available and further improvements are essential to implement pushover analysis and their use for unreinforced masonry buildings. In addition, validation of new numerical procedures is mainly developed by comparing capacity curves attained from the pushover curve with envelope curve obtained from shaking table tests. For this matter, it is important to reduce the number of parameters that may influence the response due to the analysis type. Thus, numerical procedures that have been used in engineering practice can be improved to ensure more accurate simulations for design and assessment through a quasi-static test. Within this context, the present paper describes an experimental campaign that aims to obtain a better understanding of irregular URM buildings and the mechanical properties of the construction materials that are commercially available in the market.

Keywords: Clay brick, unreinforced masonry, quasi-static test, material characterization, seismic response

## 1. INTRODUCTION

Unreinforced masonry buildings (URM), as isolated or in aggregates (with rigid or flexible diaphragm), are largely found in many countries in the world with both low and high seismicity, which justify the improvement of European and American seismic codes concerning masonry structures (Lourenço & Marques, 2020). In general, the seismic codes cover designing rules mainly based on regular structures and impose certain penalties on structural irregularities. Even so, structural irregularities in the geometry of structural systems are mostly inevitable. Particularly in the case of masonry buildings, their design is highly dependent on architectural aspects meaning that loadbearing components of the structure also represent the elements of architectural features of the building and, therefore, result in complex geometries. It is noted that criteria of irregularities are not sufficient to identify different types and they are mostly structured for framed-system buildings (Aşıkoğlu *et al.*, 2021). Within this context, the main aim is to have an insight into the seismic behavior of a plan irregular URM building by means of a quasi-static test. The present paper addresses the experimental campaign of (i) material characterization of masonry brick units, mortar, and masonry wallets, and (ii) the quasi-static test on a half-scaled two-story URM building and prediction of the test response.



## 2. EXPERIMENTAL SCHEME

The experimental plan of the present work is composed of two parts. The first part is related with the characterization of the key mechanical behavior of masonry materials, such as clay brick units, mortar, and masonry wallets (Fig. 1a). For this purpose, (a) uniaxial compressive and tensile tests for mortar and masonry units; (b) uniaxial tensile and shear testing of the mortar-unit interface; (c) uniaxial and diagonal compression and flexural tests on masonry wallets have been performed. The second part of the experimental work deals with the quasi-static test of a half-scaled two-story URM building with plan irregularity (Fig. 1b). The main goal is to attain hysteretic response of the masonry building and its failure patterns when subjected to lateral loading. To plan the experimental setup and loading protocol, a preliminary numerical analysis will be carried out to predict the response of the building. Then, the numerical model will be updated according to the experimental campaign.

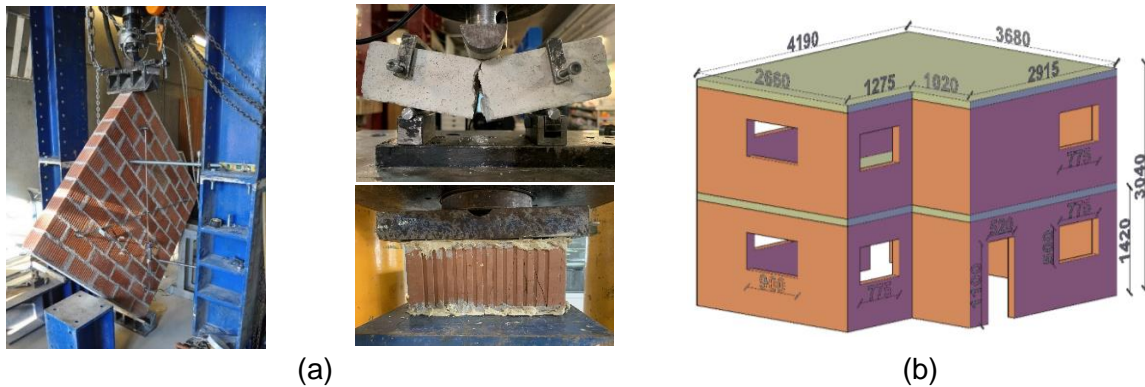


Fig. 1 – (a) Material characterization tests performed on masonry wallets, mortar, and brick units; (b) configuration of the half-scaled building for the quasi-static test.

## 3. CONCLUSIONS

The present experimental work aims at studying the seismic response of a URM building with plan irregularity by performing quasi-static loading in each direction of the building. Material characterization tests have been performed to obtain the mechanical properties of the construction materials and will be further used to predict experimental behavior. The prediction analysis will provide an idea to design the experimental setup and loading protocol. Once the experimental results are available, the numerical model will be updated to simulate the response and to derive straightforward steps to apply pushover analysis on masonry buildings.

## REFERENCES

- Aşıkoğlu, A., Vasconcelos, G., & Lourenço, P. B. (2021). Overview on the Nonlinear Static Procedures and Performance-Based Approach on Modern Unreinforced Masonry Buildings with Structural Irregularity. *Buildings*, 11(147). <https://doi.org/10.3390/buildings11040147>
- Lourenço, P. B., & Marques, R. (2020). Design of masonry structures (General rules): Highlights of the new European masonry code. In Kubica, Kwiecien, & Bednarz (Eds.), *Brick and Block Masonry - From Historical to Sustainable Masonry*. Krakow: Taylor & Francis.



# MODELOS EXPERIMENTAIS DA PERDA ÓSSEA DA COMPONENTE ACETABULAR PRESS-FIT RECORRENDO A TECNOLOGIA CAD/CAM

Mariana Matos <sup>1</sup>, António Ramos <sup>2</sup>

<sup>1</sup> Laboratório de Biomecânica, Universidade de Aveiro, Portugal, [mari.matos@ua.pt](mailto:mari.matos@ua.pt)

<sup>2</sup> Laboratório de Biomecânica, Universidade de Aveiro, Portugal, [a.ramos@ua.pt](mailto:a.ramos@ua.pt)

## RESUMO

A artroplastia da anca é um procedimento frequente em ortopedia com mais de um milhão de artroplastias na Europa. Apesar de ser um dos procedimentos com maior sucesso na ortopedia, apresenta algumas problemáticas como o deslocamento assético acetabular. Quando a osteointegração é afetada, pode levar a uma remodelação óssea insuficiente, que promove a perda óssea, e conseqüentemente, o deslocamento acetabular. Este trabalho apresenta um estudo experimental sobre a transferência de carga na componente acetabular *press-fit* e a evolução da perda óssea. No estudo foi considerado a componente acetabular, *Tritanium*, na cavidade acetabular do íliaco, de forma a simular a perda em 5 estágios diferentes. Os modelos de artroplastia desenvolvidos permitiram avaliar experimentalmente o efeito da perda óssea na componente acetabular.

Palavras-chave: Mecânica experimental, Componente acetabular, CAD/CAM, Perda óssea

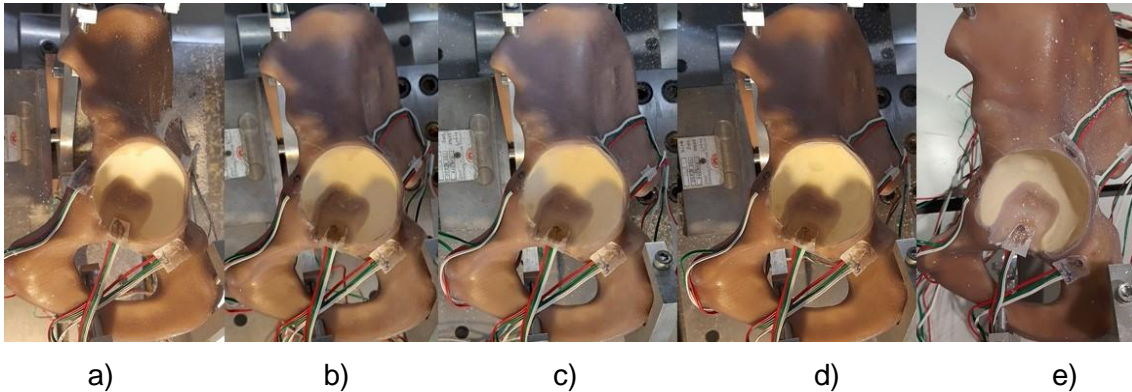
## 1. INTRODUÇÃO

A articulação da anca é uma das maiores articulações do corpo humano capaz de suportar grandes cargas, quando esta apresenta patologias degenerativas, surge a artroplastia total da anca (ATA) como tratamento de último recurso. A artroplastia total da anca apresenta uma taxa de revisão média de 10% a 10 anos, sendo a principal causa de insucesso o descolamento assético na componente acetabular. A causa associada a esta falha ainda não está descrita, mas um dos fenómenos é o *stress-shielding*, que origina perda óssea, uma vez que a colocação de um implante altera a distribuição de carga existentes na articulação intacta. O presente trabalho tem como objetivo compreender a transferência de carga na componente acetabular *Tritanium* e a evolução da perda óssea ao longo das diferentes fases, considerando uma perda óssea teórica estudada por *Paprosky* (Telleria & Gee, 2013) e as evidências clínicas de perda óssea da componente *Tritanium* (Carli et al., 2017; Long et al., 2018) a longo prazo foram desenvolvidos 6 modelos experimentais simulando a perda óssea utilizando a tecnologia de *Computer Added Manufacturing* (CAM) para remoção de osso .

## 2. DESCRIÇÃO

Os modelos experimentais estudados eram compostos pelo osso íliaco e fémur, do fabricante *Sawbones* em conjunto com as componentes protésicas de forma a replicar a artroplastia total da anca *press-fit*; a componente acetabular, a de maior interesse e a componente femoral. O componente do osso íliaco foi instrumentado com cinco rosetas ao longo da cavidade acetabular do osso de forma a aferir os níveis de deformações principal máxima e mínima em torno do componente. Os modelos desenvolvidos passaram pela articulação intacta,

articulação implantada pós cirurgia e implantação com perda óssea de diferentes níveis. O procedimento experimental iniciou-se com o carregamento compressivo de 700 N e 1633 N no modelo intacto, de seguida foi feita uma operação CAM ao osso ilíaco para acomodar a componente acetabular e os restantes modelos sofreram a mesma operação CAM de acordo com a perda óssea clínica e de *Paprosky*, tendo sido sujeitos às mesmas condições de carregamento que o modelo intacto. Obtiveram-se assim, seis modelos, um intacto e os restantes protésicos, presentes na Fig. 1.



**Fig. 2 – Modelos de evolução da perda óssea, a) Pós artroplastia primária b, c, d, e) modelos com perda óssea progressiva em torno do componente.**

As deformações observadas ao longo dos modelos indicam que a zona mais estimulada é a região anterior, sendo que em todas as outras zonas, com a colocação da componente acetabular, ocorreu uma diminuição das deformações de 92%. As regiões superior, posterior e inferior foram consideradas as regiões menos estimuladas. Ocorre uma redução de 90% das deformações do modelo intacto para os protésicos na região inferior. Verificou-se que, com o aumento da perda óssea ocorre um aumento das deformações que estimulam o osso, com maior evidência na região anterior.

### 3. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos evidenciam que a transferência de carga é mais significativa na região anterior da cavidade acetabular do osso ilíaco do que nas restantes, com deformações superiores a  $200 \mu\text{strain}$ . Para cargas mais elevadas e com ocorrência de perda óssea ocorre movimentos da componente acetabular, indicando a sua migração. Conclui-se que a componente *Tritanium* apresenta alterações na transferência de carga, efeito de *stress-shielding*, que a longo prazo implica perda óssea e migração da componente.

### REFERÊNCIAS

- Carli, A. V., Warth, L. C., de Mesy Bentley, K. L., & Nestor, B. J. (2017). Short to Midterm Follow-Up of the Tritanium Primary Acetabular Component: A Cause for Concern. *Journal of Arthroplasty*, 32(2), 463–469. <https://doi.org/10.1016/j.arth.2016.07.024>
- Long, W. J., Nayyar, S., Chen, K. K., Novikov, D., Davidovitch, R. I., & Vigdorichik, J. M. (2018). Early aseptic loosening of the Tritanium primary acetabular component with screw fixation. *Arthroplasty Today*, 4(2), 169–174. <https://doi.org/10.1016/j.artd.2017.11.009>
- Telleria, J. J. M., & Gee, A. O. (2013). Classifications In Brief: Paprosky Classification of Acetabular Bone Loss. *Clinical Orthopaedics and Related Research*, 471(11), 3725–3730.

## ESTUDO DE DOSAGEM DE BETÃO DE PÓS REATIVOS

Ana Carolina Seguro Cury <sup>1</sup>, Eduarda Luso <sup>2</sup>, & Graça Vasconcelos <sup>3</sup>

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, Brasil, [anasegurocury@hotmail.com](mailto:anasegurocury@hotmail.com)

<sup>2</sup> ISE, Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, Portugal, [eduarda@ipb.pt](mailto:eduarda@ipb.pt)

<sup>3</sup> ISE, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)



Foto  
do Autor  
2,3cm X 2,9cm

Foto  
do Autor  
2,3cm X 2,9cm

### RESUMO

O betão de pós reativos (*Reactive Powder Concrete, RPC*) caracteriza-se essencialmente pelo uso de materiais não-convencionais na sua composição e pelas suas propriedades mecânicas que o tornam um betão de elevado desempenho. A aplicação do *RPC* destina-se essencialmente a obras com vãos amplos e estruturas esbeltas, mas também pode ser aplicado como material de reparação. Através de uma campanha experimental em laboratório de nove composições distintas de *RPC*, fazendo variar apenas as quantidades de alguns materiais, aplicou-se o método de regressão linear múltipla (RLM) para os dados em análise tendo sido possível encontrar uma equação que confere as quantidades ótimas dos materiais variáveis para a composição ideal. A aplicação da RLM permitiu gerar uma composição otimizada, denominada de *RPC-F*, a qual foi posteriormente testada em laboratório. Obtiveram-se resultados muito interessantes, quer relativos às suas características físicas quer mecânicas, apesar da resistência à compressão real tenha representado apenas 53% da resistência à compressão estimada pela equação de RLM.

Palavras-chave: Betão de pós reativos / Resistência à compressão / Traço ótimo

## 1. INTRODUÇÃO

O betão de pós reativos, em inglês *Reactive Powder Concrete (RPC)* é classificado como sendo um betão de Ultra Elevado Desempenho (*Ultra-High Performance Concrete – UHPC*) devido às suas particulares características como boa trabalhabilidade, alta resistência e durabilidade elevada. A composição de um *RPC* engloba o uso de fibras (de polipropileno ou metálicas), sílica ativa, pó de quartzo e aditivos superplastificantes, para além de areias com diâmetro inferior a 2 mm como agregado, tornando a mistura em geral de granulometria reduzida. A microestrutura é a chave do desempenho do *RPC*, conferindo-lhe reduzidas porosidade e permeabilidade.

O *RPC* visa a redução dos vazios no betão para que sua densidade seja aumentada e como consequência, o mínimo de defeitos. Deste modo, sugere-se a utilização de partículas entre 0,5  $\mu\text{m}$  e 2 mm na sua composição e o emprego do método de Alfred para obtenção de uma curva granulométrica contínua (Oliveira, 2000). De acordo com Richard e Cheyrezy (1995), as principais características que diferenciam o *RPC* dos betões correntes são a melhor homogeneização, o aumento na densidade da mistura, a melhoria da microestrutura através da cura térmica e o aumento da ductilidade, proporcionando resistências à compressão até 200 MPa e módulo de elasticidade de 45 GPa.

Com base na discussão de Grattan-Bellew (2000), a cura térmica é responsável pela otimização de desempenho do *RPC* devido ao aumento do potencial de formação atrasada de etringite (FAE) quando submetido a elevação da temperatura de cura do betão. Pelo seu estudo é possível perceber que para temperaturas de cura entre 90°C e 100°C, a etringite é muito estimulada, uma vez que seu potencial é aumentado quando submetida a estas temperaturas. A FAE favorece as características do betão para que este apresente menores expansões e, como consequência, tenha menos espaços vazios em seu interior, contribuindo para a durabilidade e resistência do material.

O betão de pós reativos é desenvolvido para fins estruturais cujas exigências em função da resistência de projeto sejam maiores que aquelas usadas em construções convencionais. Um exemplo atual de sua aplicação é a passarela que liga o MuCEM (*Musée des Civilisations de l'Europe et de la Méditerranée*) ao forte de Saint-Jean, na França. A passarela (Fig. 1) tem um comprimento de 130 m apresentando um vão livre de 115 m até a chegada ao museu (Fávero, 2016).





**Fig. 1 – Museu MuCEM, Marselha, França**

Outra grande aplicação do *RPC* é a reparação de estruturas danificadas. Alguns estudos (Gusmão, 2017; Tayeh *et al.*, 2015) mostram as vantagens do *RPC* em relação a outros materiais tradicionais de reparação, de acordo com diversos ensaios e parâmetros feitos comparativamente ao betão de pós reativos. Segundo Lee *et al.* (2007) o *RPC* é um excelente material de reparação uma vez que, enquanto as argamassas de alta resistência e os betões comuns após 1000 ciclos de congelamento e descongelamento perdem resistência e adesão de forma drástica, os *RPC*'s apresentam uma variação consideravelmente inferior, indicando que são mais duráveis.

## 2. ANÁLISE EXPERIMENTAL E RESULTADOS

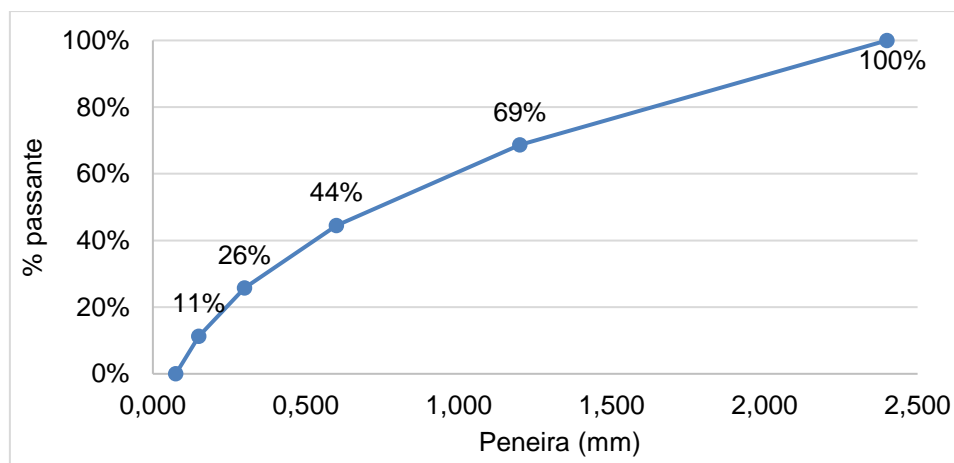
### 2.1. Estudo preliminar

Para o estudo laboratorial da composição do betão de pós reativos, elaboraram-se, através do delineamento experimental dos dados, nove composições de betão de pós reativos com suas quantidades variando conforme as faixas de variações possíveis de cada material apresentadas na literatura, baseadas no estudo de Cury (2020). Neste estudo foram utilizados em sua composição materiais não usuais, como aditivo superplastificante (AS), fibras de polipropileno (FP), pó de quartzo (PQ) e sílica ativa (SA), além de cimento (C), areia e água. As propriedades dos materiais empregados encontram-se apresentadas na Tabela 1 e a curva granulométrica da areia, após aplicado método de Alfred para sua granulometria, na Fig. 2.

**Tabela 1 - Propriedades dos materiais empregados no fabrico do *RPC***

	SikaPlast® 912	
Aditivo superplastificante	Base química	Policarboxilato modificado
	Densidade	1,07 ± 0,02 kg/dm <sup>3</sup>
	pH	4,5 ± 1,0

	Coloração	Castanho claro
	Sikafiber® M12	
Fibras de polipropileno	Densidade	910 kg/m <sup>3</sup>
	Comprimento da fibra	12 mm
	Diâmetro das fibras	31 µm.
	Areipor® FPS 120	
Pó de quartzo	Dimensão Nominal	0/1
	Massa volúmica (Mg/m <sup>3</sup> )	$\rho_a = 2,61 - 2,71$
	Absorção de água	< 0,8%
	Teor de finos	Categoria 4
	Granulometria	
	5% (< 0,063mm)	
	80% (0,063mm – 0,250mm)	
	15% (0,250mm – 1,0mm)	
Silica ativa	Areipor® FPS 200	
	Massa volúmica (Mg/m <sup>3</sup> )	$\rho = 2,62 - 2,82$
	Teor de cloretos	< 0,005%
	Granulometria	
	5% (< 0,063mm)	
	90% (0,063mm – 0,250mm)	
Cimento	5% (0,250mm – 1,0mm)	
	CEM I 42,5 R (Segundo EN 197-1)	



**Fig. 2 – Granulometria referente à areia utilizada no fabrico do RPC, após emprego do método de Alfred**

No estudo as quantidades dos materiais mantiveram-se constantes, da seguinte forma: quantidade de pó de quartzo 18% da quantidade de cimento, fibra de polipropileno 0,12% da quantidade de cimento e aditivo superplastificante 1,2% das quantidades de sílica ativa e cimento da mistura de RPC, com exceção das quantidades de sílica ativa, areia e a água,



como indica a Tabela 2. A variável areia teve sua oscilação relacionada ao fator “m”, que representa a relação entre o somatório de agregados secos pela quantidade de cimento da mistura. Já a água variou conforme fator “n” é a relação entre a água e o somatório das quantidades de cimento e sílica ativa da composição.

**Tabela 2 – Formulação das quantidades variáveis de cada material, em massa**

Composição	SA	Areia	Água
	Variável	Variável (m-PQ).C	Variável n.(C+SA)
1	15% de C	(1-PQ).C	0,20. (C+SA)
2	15% de C	(1-PQ).C	0,24. (C+SA)
3	15% de C	(2-PQ).C	0,20. (C+SA)
4	15% de C	(2-PQ).C	0,24. (C+SA)
5	17% de C	(1,5-PQ).C	0,22. (C+SA)
6	10% de C	(1,5-PQ).C	0,18. (C+SA)
7	10% de C	(1,5-PQ).C	0,26. (C+SA)
8	10% de C	(2,2-PQ).C	0,22. (C+SA)
9	10% de C	(1,5-PQ).C	0,22. (C+SA)

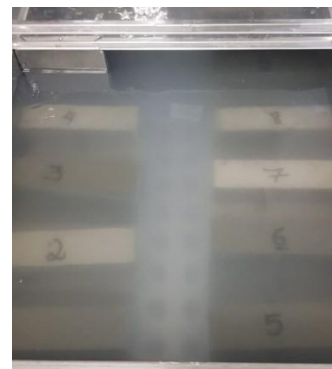
Estipuladas as quantidades dos materiais das várias composições em estudo, estas foram misturadas mecanicamente cerca de três minutos e moldados 3 provetes prismáticas de 16 x 4 x 4 cm<sup>3</sup> por composição. A compactação foi feita em duas camadas com o auxílio de um compactador horizontal mecânico (Fig. 3a). Os provetes permaneceram nos moldes por 24 horas altura em que foram desmoldados (Fig. 3b). Após a desmoldagem, os provetes foram submetidos a uma cura térmica em banho-maria a uma temperatura constante de 60°C durante 28 dias (Fig.3c). De forma geral as composições apresentaram-se com boa trabalhabilidade e compacidade, com exceção da composição 6, a qual apresentava a menor relação água/cimento e uma das maiores quantidades de agregados na mistura.



(a)



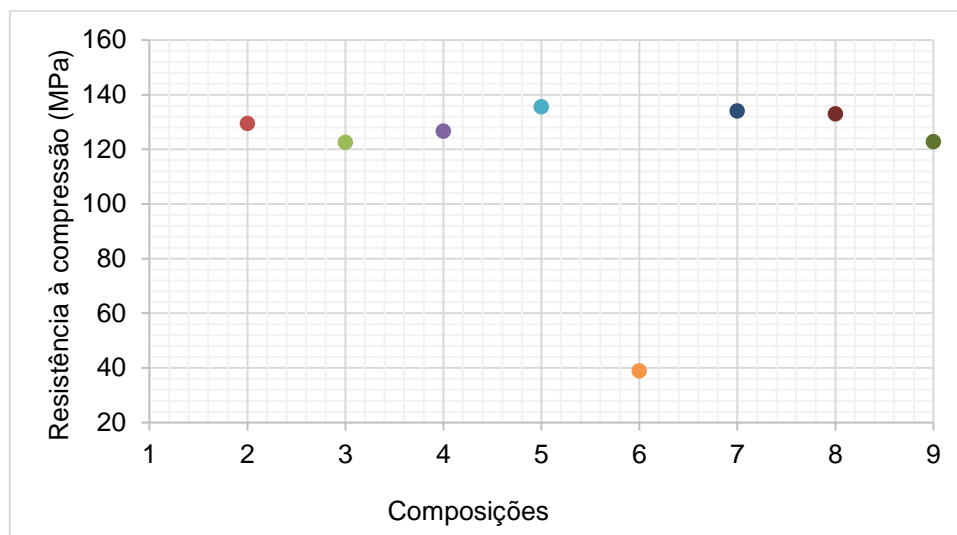
(b)



(c)

**Fig. 3 – (a) Colocação da segunda camada para adensamento (b) Amostra de RPC recém-moldada (c) Provetes em banho-maria**

Passado o período em cura térmica, os provetes foram ensaiados à flexão e compressão conforme as normas NP EN 12390-5 (2009) e NP EN 12390-3 (2011), respetivamente. A média dos resultados para as 9 composições em ensaios à flexão e à compressão, foram de 27 MPa e 123 MPa, respetivamente, aos 28 dias. No entanto, quando se retiram os valores da amostra discrepante (composição 6), estes valores aumentam significativamente, sendo então de 28,78 MPa e 135,94 MPa. A Fig. 4 mostra a disparidade relativa à composição 6 em comparação às demais, quando analisados os valores do ensaio de resistência à compressão,



**Fig. 4 – Dispersão dos valores obtidos no ensaio de resistência à flexão**

Com base nestes dados provenientes do ensaio à compressão a composição 6 foi retirada do estudo após uma análise de *outliers* dos dados (Cury, 2020). Com os restantes dados e com as quantidades de sílica ativa, areia e água, foi possível, através de regressão linear múltipla (RLM). A RLM é um método usado para pré-estabelecer uma equação que apresenta uma estimativa de uma propriedade física ou mecânica. Neste caso, pretendeu-se, através de uma equação de RLM, estimar a resistência à compressão, com base nas quantidades dos materiais utilizados, de forma a obter uma nova composição de *RPC*. Esta equação possui quantidades otimizadas destes materiais, de forma a potencializar as reações que ocorrem na mistura, oferecendo um maior desempenho ao *RPC*. Para tal, utilizou-se a Eq. (1) que representa o coeficiente de regressão parcial,  $\beta$ , para poder completar as variantes da equação de RLM

$$\beta_i = \frac{\left( \frac{\sum_{j=1}^n X_{ij} \cdot Y_j}{\sum_{j=1}^n (X_{ij})^2} \right)}{2} \quad (1)$$

onde o parâmetro  $x$  representa as variáveis sílica ativa, água e areia e  $y$  representa os valores médios de resistência à compressão para cada composição. As quantidades de sílica ativa variam conforme a percentagem em relação à quantidade de cimento, de 10% a 17%. A água variou de acordo com o fator “n”, de 0,18 a 0,26. A areia variou conforme fator “m”, de 1 a 2,2. Com base nos valores de  $\beta$  obtidos, é possível substituí-los na Eq. (2), a equação de regressão linear múltipla, e através de simulações dos valores para os parâmetros  $X$ , evidencia-se quais as quantidades ideais, de cada material variável, necessárias para obter o maior valor estimado de resistência à compressão.

$$Y = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_3 \quad (2)$$

Substituindo os parâmetros  $\beta$  e  $X$  na Eq. (2), têm-se que as quantidades ideais de sílica ativa, água e areia ideais para estimar o maior valor de resistência à compressão ( $Y$ ) são respetivamente 17% da quantidade de cimento, fator “m” 2,2 e fator “n” 0,26. Tendo estes valores de  $X$  substituídos na Eq. (2) têm-se um valor estimado de resistência à compressão para a nova composição de *RPC* de 269,7 MPa.

## 2.2. Nova composição de betão de pós reativos

Tendo-se obtido uma composição ideal de *RPC*, estimada através da equação de RLM, para se obter a máxima resistência à compressão, resta testar as suas propriedades numa campanha de ensaios em laboratório. A esta nova composição de *RPC*, denominada *RPC-F*, e cuja composição se apresenta na Tabela 3.

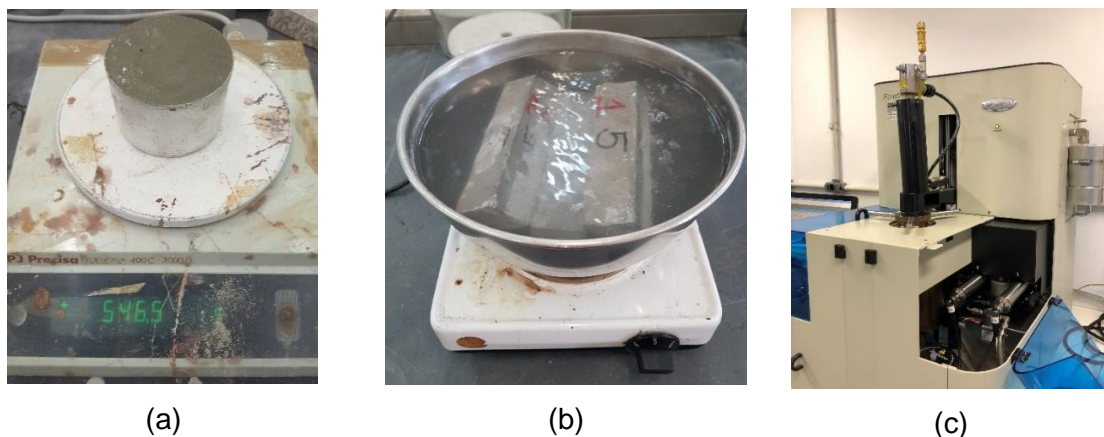
**Tabela 3 - Quantidades necessárias em kg para produção de 1m<sup>3</sup> de betão *RPC-F***

Mistura	C	SA	PQ	Areia	Água	FP	AS
<i>RPC-F</i>	848,82 (26,95%)	144,3 (4,58%)	152,79 (4,85%)	1714,63 (54,44%)	258,21 (8,20%)	1,02 (0,03%)	29,79 (0,95%)

Além dos ensaios já realizados para o estudo inicial (flexão e compressão), foram realizados ensaios de teor de ar e massa volúmica (NP EN12350-7, 2010) (Fig. 5a) e ensaios de absorção de água por imersão, índice de vazios e massa específica (LNEC E 394, 1993) (Fig. 5b), para determinar propriedades relacionadas à trabalhabilidade, permeabilidade, resistência química e abrasão do *RPC-F*. Fabricou-se três provetes prismáticos de 16 x 4 x 4 cm<sup>3</sup> de *RPC-F* para realização de cada um destes ensaios. Valores de ar incorporado entre

2%-3% e cerca de 10% são comuns em betões convencionais e betões leves respetivamente. No caso da composição RPC-F espera-se valores menores de 2% considerando sua composição, na maioria constituída por partículas pequenas e bem compactadas. Relativamente à absorção de água, esta, geralmente, ultrapassa os 10% em misturas mais comuns, devido aos poros presentes nos betões em geral, mas para o *RCP-F* estima-se um valor reduzido, considerando a sua estrutura.

Adicionalmente, foi realizado o ensaio de porosimetria por intrusão de mercúrio (adaptado de Diamond, 2000), o qual associa diretamente o resultado obtido no ensaio com a qualidade do betão em questão (Fig. 5c). Este ensaio é realizado geralmente em betões de elevado desempenho, sendo que para estes a porosidade apresenta-se na ordem dos 6% a 9%. Considerando esta indicação, estima-se que o *RPC-F* apresente porosidade semelhante a esta percentagem.



**Fig. 5 – (a) Ensaio de teor de ar (b) Ensaio de absorção de água por imersão (c) Equipamento utilizado para ensaio de porosimetria por intrusão de mercúrio**

Através do ensaio de teor de ar foi possível obter um valor de densidade do betão de 2738,77 Kg/m<sup>3</sup>, massa volúmica teórica de 2755,57 Kg/m<sup>3</sup> e teor de ar na mistura de 0,61% podendo ser caracterizado como um betão denso. No ensaio de absorção de água por imersão foi possível obter um valor 4,55%. Ainda neste mesmo ensaio foi possível obter um valor de índice de vazios de 9,69% e massa específica real de 2,3577 g/cm<sup>3</sup>. Nos ensaios de resistência à flexão e compressão aos 28 dias as médias dos provetes do *RPC-F* foram de 34,35 MPa e 144,64 MPa respetivamente. Por fim, no ensaio de porosimetria por intrusão de mercúrio, o equipamento responsável pela realização do ensaio apresentou uma porosidade encontrada na amostra retirada do centro do provete de 2,56%, sendo de 2,55% o valor de intrusão interpartículas e 0,01% para o valor de intrusão intrapartículas.

De forma comparativa, é possível observar o bom desempenho do *RPC-F* em comparação com betões comuns e de alto desempenho através da Tabela 4, tendo em vista valores retirados da literatura utilizada para este trabalho.

**Tabela 4 - Comparação de desempenho entre betões**

	Teor de ar	Absorção de água	Porosidade	Resistência à compressão
Betão comum	2%-3% <sup>1</sup>	>10% <sup>2</sup>	-	33 MPa <sup>4</sup>
Betão de alto desempenho	1%-3% <sup>1</sup>	>6% <sup>2</sup>	6%-9% <sup>3</sup>	69 MPa <sup>4</sup>
Betão de pós reativos desenvolvido ( <i>RPC-F</i> )	0,61%	4,55%	2,56%	144,64 MPa

<sup>1</sup>Aïtcin, 1998

<sup>2</sup>Ishikawa, 2010

<sup>3</sup>Wang *et al.*, 2014

<sup>4</sup>Zia *et al.*, 1991

### 3. CONCLUSÕES

Este estudo permitiu fazer uma análise comparativa de nove composições de *RPC* fazendo variar as quantidades de sílica ativa, areia e água. Embora os resultados iniciais obtidos nestas composições se encontrem abaixo dos valores esperados para um *RPC* (próximos ou superiores a 200 MPa conforme estudos como de Richard e Cheyrezy (1995)), o valor de resistência à compressão mais elevado atingido de entre todas as composições foi de 167,39 MPa. Este valor, depende naturalmente de muitos fatores, como método de cura, características dos materiais utilizados, compactação, entre outros. No presente estudo, acredita-se que tal diferença ocorreu devido ao tipo de sílica ativa utilizada, à temperatura de cura, que apesar de ser bastante elevada (60°C), não era de 90°C, como sugerido na literatura, devido à limitação do aparelho disponível para uso, entre outros fatores que foram objeto de estudos posteriores.

Relativamente à composição de betão de pós reativos *RPC-F*, apesar do valor do ensaio à compressão ser cerca de 53% do valor estimado pela equação de RLM, foram alcançados valores baixos do teor de ar e de absorção de água por imersão (0,61% e 4,55%), de porosimetria 2,56% e apresentou incrementos de 27% e 17,6% em ensaios de flexão e compressão, respetivamente, em comparação à média dos valores obtidos pelas nove composições iniciais. Assim, de acordo com os resultados obtidos é possível concluir que a composição de betão de pós reativos analisada neste trabalho, embora tivesse ficado aquém do estimado, apresentou melhorias significativas com base na metodologia adotada.



## REFERÊNCIAS

- Aïtcin, P. C. 1998. High-Performance Concrete. London: E & FN Spon, p. 591.
- Cury, A. C. S. 2020. Análise experimental de Concreto de Pós Reativos (CPR). Mestrado em engenharia da construção, Instituto Politécnico de Bragança.
- Diamond, S. 2000. Mercury porosimetry: an inappropriate method for the measurement of pore size distributions in cement-based materials, *Cement and concrete research*, 30 (10), p. 1517-1525.
- EN 12390: EUROPEAN STANDARD. 2011. Ensaios do betão endurecido.
- EN 12390-2: EUROPEAN STANDARD. 2009. Ensaios do betão endurecido - Parte 2: Execução e cura dos provetes para ensaios de resistência mecânica.
- EN 12390-3: EUROPEAN STANDARD. 2011. Ensaios do betão endurecido - Parte 3: Resistência à compressão dos provetes de ensaio.
- EN 12390-5: EUROPEAN STANDARD. 2009. Ensaios do betão endurecido - Parte 5: Resistência à flexão dos provetes.
- EN 12350-7: EUROPEAN STANDARD. 2010. Ensaios do Betão fresco - Parte 7: Determinação do teor de ar.
- Fávero, R. B. 2016. Caracterização mecânica de material compósito cimentício avançado à base de Pós Reativos. Mestrado em Engenharia Civil, Programa de Pós Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre.
- Grattan-Bellew, P. E. 2000. A discussion of the paper "Delayed ettringite formation in heat-cured Portland cement mortars" by R. Yang, C.D. Lawrence, C. J. Lynsdale and J. H. Sharp. *Cement and Concrete Research*, 30(4), p. 665-676.
- Gusmão, A. C. 2017. Utilização do Concreto de Pós Reativos como material de reparo - ênfase na resistência de aderência. Universidade Federal de Viçosa.
- Ishikawa, P. H. 2010. Concreto de alto desempenho com areia artificial. *Boletim Técnico da FATEC-SP. BT*, 28, p. 42.
- Lee, M. G., Wang, Y. C., Chiu, C. T. 2007. A preliminary study of reactive powder concrete as a new repair material. *Construction and building materials*, 21(1), p. 182-189.
- LNEC, E 394: LABORATÓRIO NACIONAL DE ENGENHARIA CIVIL. 1993. Betões: Determinação da absorção da água por imersão.
- Oliveira, H. M. 2000. Propriedades do Concreto Endurecido. Livros Técnicos e Científicos Editora S.A, p. 447.
- Richard, P., Cheyrezy, M. 1995. Composition of reactive powder concretes. *Cement and concrete research*, 25(7), p. 1501-1511.
- Tayeh, B. A., Abu Bakar, B. H., Megat Johari, M. A. 2015. Assessment of adhesion between RPC overlay and existing concrete substrate. *Applied Mechanics and Materials*, 802, p. 95-100.
- Wang, W., Liu, J., Agostini, F., Davy, C. A., Skoczylas, F., Corvez, D. 2014. Durability of an ultra-high-performance fiber reinforced concrete (UHPFRC) under progressive aging. *Cement and Concrete Research*, 55, p. 1-13.
- Zia, P., Ahmad, S., Leming, M. 1991. High-performance concrete: a state-of-art report. Strategic Highway Research Program, National Research Council.



# ESTUDO DE DOSAGEM DE BETÃO DE PÓS REATIVOS

Ana Carolina Seguro Cury <sup>1</sup>, Eduarda Luso <sup>2</sup>, Graça Vasconcelos <sup>3</sup>,

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, Brasil, [anasegurocury@hotmail.com](mailto:anasegurocury@hotmail.com)

<sup>3</sup> ISE, Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, Portugal, [eduarda@jpb.pt](mailto:eduarda@jpb.pt)

<sup>2</sup> ISE, Universidade do Minho, Portugal, [graca@civil.uminho.pt](mailto:graca@civil.uminho.pt)

## RESUMO

O Betão de Pós Reativos (RPC) caracteriza-se essencialmente pelo uso de materiais não-convencionais na sua composição e pelas suas propriedades mecânicas que o tornam um betão de alto desempenho. Através de uma campanha experimental feita em laboratório, foram analisadas nove composições distintas de RPC, fazendo variar apenas as quantidades de alguns materiais. A aplicação do método de regressão linear múltipla, permitiu gerar uma composição (RPC-F) otimizada com características mais económicas e mais resistente. Após a realização de ensaios com esta nova composição foi possível caracterizar física e mecanicamente este betão.

Palavras-chave: Betão de Pós Reativos, resistência à compressão, traço ótimo

## 1. INTRODUÇÃO

O Betão de Pós Reativos, em inglês *Reactive Powder Concrete* (RPC) é classificado como sendo um betão de Ultra Alto Desempenho (CUAD) devido às suas particulares características como boa trabalhabilidade, alta resistência e durabilidade elevada. A composição de um RPC engloba o uso de fibras (de polipropileno ou metálicas), sílica ativa, pó de quartzo e aditivos superplastificantes, para além de areias com diâmetro inferior a 2 mm como agregado, tornando a mistura em geral de granulometria reduzida. De acordo com Richard e Cheyrezy (1995), as principais características que diferenciam o RPC dos betões correntes são a melhor homogeneização, o aumento na densidade da mistura, a melhoria da microestrutura através da cura térmica e o aumento da ductilidade, proporcionando resistências à compressão de até 200MPa e módulo de elasticidade de 45GPa. O RPC favorece o uso de betão em obras com vãos amplos e estruturas esbeltas, além de ser amplamente utilizado como material de reparação.

## 2. ANÁLISE EXPERIMENTAL E RESULTADOS

Para o estudo laboratorial da composição do Betão de Pós Reativos, elaboraram-se nove composições onde se fez variar as quantidades de sílica ativa, areia e a água, e moldados provetes prismáticos de 16x4x4cm<sup>3</sup> (Fig.1a). Após desmoldagem, os provetes foram submetidos a uma cura térmica em banho-maria a uma temperatura constante de 60°C por 28 dias (Fig.1b). A média dos resultados para as 9 composições em ensaios à flexão e à compressão, foram de 27 MPa e 123 MPa, respetivamente, aos 28 dias. Com os valores obtidos e através da análise de *outliers* dos dados provenientes do ensaio à compressão e das quantidades de sílica ativa, areia e água, foi possível, através da equação de regressão linear múltipla obter uma nova composição, a qual possui quantidades otimizadas destes materiais, de forma a potencializar as reações que ocorrem na mistura, oferecendo um maior desempenho para o RPC (Fig.1c). Para comprovar a eficácia da nova composição de RPC,

denominado RPC-F, foram realizados ensaios de flexão e de compressão (NP EN 12390, 2011), ensaios de teor de ar e massa volúmica (NP EN12350-7, 2010), ensaios de absorção de água por imersão, índice de vazios e massa específica (LNEC E 394, 1993) e o ensaio de porosimetria por intrusão de mercúrio (por não possuir uma norma definida, foi realizado com base na publicação de Diamond, 2000).

Através do ensaio de teor de ar foi possível obter um valor de densidade do betão de 2738,77 Kg/m<sup>3</sup>, massa volúmica teórica de 2755,57 Kg/m<sup>3</sup> e teor de ar na mistura de 0,61% podendo ser caracterizado como um betão denso. No ensaio de absorção de água por imersão foi possível obter um valor 4,55%. Ainda neste mesmo ensaio foi possível obter um valor de índice de vazios de 9,69% e massa específica real de 2,3577 g/cm<sup>3</sup>. Nos ensaios de resistência à flexão e compressão aos 28 dias as médias dos provetes do RPC-F foram de 34,35 MPa e 144,64 MPa. Por fim, no ensaio de porosimetria por intrusão de mercúrio, o equipamento responsável pela realização do ensaio apresentou uma porosidade encontrada na amostra retirada do centro do provete de 2,56%, sendo de 2,55% o valor de intrusão interpartículas e 0,01% para o valor de intrusão intrapartículas.

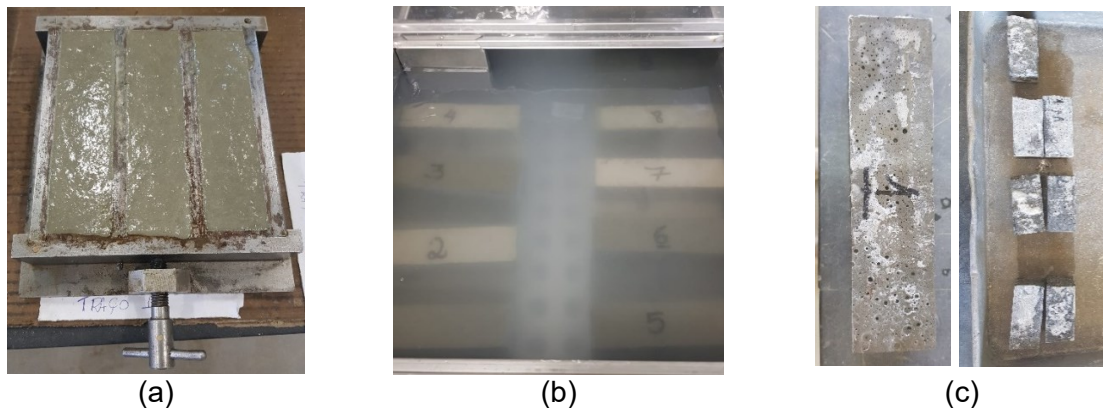


Fig. 1 – (a) Amostra de RPC recém-moldada; (b) Provetes em banho-maria; (c) Aspeto RPC-F

### 3. CONCLUSÕES

Através das análises realizadas neste trabalho é possível observar a melhora significativa da composição RPC-F em relação as 9 composições iniciais, nomeadamente valores baixos do teor de ar e de absorção de água por imersão (0,61% e 4,55%), porosimetria 2,56% e incrementos de 27% e 17,6% em ensaios de flexão e compressão do RPC-F. Assim, de acordo com os resultados obtidos é possível concluir que a nova composição de RPC apresentou melhoras significativas com base na metodologia adotada para este trabalho.

### REFERÊNCIAS

- Diamond, S. (2000). Mercury porosimetry: an inappropriate method for the measurement of pore size distributions in cement-based materials. *Cement and concrete research*, 30(10), 1517-1525.
- LNEC, E. (1993). 394 – Betões: Determinação da absorção da água por imersão.
- NP EN 12350 – 7 (2010). Ensaio do Betão fresco - Parte 7: Determinação do teor de ar. IPQ.
- NP EN 12390 (2011). Ensaio do betão endurecido
- Richard, P., Cheyreyzy, M. (1995). Composition of reactive powder concretes. *Cement and concrete research*, 25(7), 1501-1511.

# BARRAGEM DE CAHORA BASSA. MEDIÇÃO “IN SITU” DE TENSÕES NAS ARMADURAS DAS ESTRUTURAS SALIENTES DO DESCARREGADOR DE MEIO FUNDO

*Jorge Pereira Gomes<sup>1</sup>, Luís Lamas*

<sup>1</sup> Departamento de Barragens de Betão, Laboratório Nacional de Engenharia Civil

## RESUMO

O comportamento da barragem de Cahora Bassa tem vindo a ser condicionado por expansões de origem interna do betão. Para verificar o estado da barragem e comparar com os modelos numéricos desenvolvidos para o controle de segurança da obra, o LNEC realizou ensaios “*in situ*” de determinação das tensões no betão do corpo da barragem e nas armaduras das estruturas salientes do descarregador de meio fundo. Nesta comunicação é apresentada a metodologia de ensaios e os resultados obtidos na determinação das tensões nas armaduras.

Palavras-chave: Barragens de betão / Medição “in situ” de tensões de varões / Ensaios em laboratório

## 1. INTRODUÇÃO

A barragem de Cahora Bassa, localizada no rio Zambeze, em Moçambique, é uma abóbada de dupla curvatura com uma altura máxima de 166 m, dotada de um descarregador central de superfície, com um caudal máximo de 600 m<sup>3</sup>/s, e de 8 descarregadores de meio fundo, cada um com um caudal máximo de 1 600 m<sup>3</sup>/s (Fig. 1). O fenómeno expansivo, devido a reações álcalis-agregado, tem vindo a ser acompanhado desde que foi detetado há cerca de 40 anos.

As estruturas salientes dos descarregadores de meio fundo são elementos em consola, em betão armado pré-esforçado, que servem de suporte às comportas. São elementos extremamente solicitados e qualquer alteração das suas dimensões (por exemplo devido às reações expansivas do betão) são muito importantes porque podem originar a inoperacionalidade das comportas, colocando em risco a segurança operacional da barragem. Assim, foi desenvolvido um programa de ensaios para determinar as tensões instaladas nas armaduras para comparação com os modelos numéricos desenvolvidos e sua calibração.



**Fig. 1 – Barragem de Cahora Bassa. Vista de jusante.**

## 2. METODOLOGIA DE ENSAIO

A determinação das tensões nas armaduras foi efetuada de forma indireta, efetuando-se a medição das extensões instaladas para posteriormente serem estimadas as tensões. Foram utilizados extensómetros de corda vibrante (Geokon modelo VK-4150) fixados nos varões através da metodologia de soldadura de fusão. Com base, nestes pressupostos, foi elaborado um plano de ensaios dividido nas seguintes fases:

- Medição das extensões “in situ” em varões representativos das estruturas: - abertura de uma janela para acesso às armaduras;
  - instrumentação dos varões com a colocação dos extensómetros (Fig. 2 a));
  - medição do valor da extensão inicial;
  - corte dos varões a uma distância que não afete as medições (Fig.2 b));
  - medição das extensões ao longo das operações de corte do varão até estabilizar;
  - extração da amostra de armadura com o extensómetro colocado a meio do provete para ensaio em laboratório (Fig. 2 c)).
- Instalação de extensómetros para monitorização ao longo do tempo:
  - nas mesmas janelas colocação de extensómetros em varões idênticos aos ensaiados.
  - instalação do sistema de aquisição; - fecho das janelas.
- Ensaio em laboratório (LNEC) das amostras de varão ensaiados “in situ”.
  - determinação do módulo de elasticidade;
  - determinação das tensões de cedência e de rotura.



Fig. 2 – Aspetos dos ensaios “in situ”: a) varões instrumentados, b) operação de corte dos varões e c) amostras recolhidas para ensaio no LNEC

## 3. CONCLUSÕES

Estes ensaios permitiram verificar que o estado de tensão das armaduras se situou entre 37,5 e 70% da tensão de cedência e entre 23 e 43% da tensão de rotura do aço. A evolução ao longo do tempo das tensões nas armaduras será acompanhada através da monitorização dos varões instrumentados. Estes resultados juntamente com a medição das tensões no corpo da barragem, permitiram calibrar o modelo numérico, nomeadamente na modelação dos efeitos expansivos do betão na avaliação da segurança estrutural na obra.

## REFERÊNCIAS

LNEC (2018) – Barragem de Cahora Bassa. Medição in situ de tensões nas armaduras das estruturas salientes do descarregador de meio fundo. Relatório 125/2018 - DBB/NMMR.



# BARRAGEM DE CAHORA BASSA. MEDIÇÃO “IN SITU” DE TENSÕES NO BETÃO DO CORPO DA BARRAGEM

Luís Lamas <sup>1</sup>, Jorge Pereira Gomas <sup>1</sup>

<sup>1</sup> Departamento de Barragens de betão, Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Portugal, llamas@lnec.pt

## RESUMO

Os estudos do comportamento da barragem de Cahora Bassa, em Moçambique, baseados nos resultados da observação e de modelação numérica, concluíram que as tensões de compressão no corpo da barragem têm um crescimento lento ao longo do tempo, resultante do processo expansivo do betão. Para confirmação dos valores das tensões foi realizada uma campanha de medição de tensões no betão utilizando um método de sobre-carotagem, desenvolvido originalmente para maciços rochosos, cujos aspetos principais se apresentam.

Palavras-chave: Barragem de betão / Medição de tensões / Sobre-carotagem

## 1. INTRODUÇÃO

Nos ensaios de sobre-carotagem foi utilizado um equipamento do tipo USBM (BDG5000 da Geokon), que permite obter o estado de tensão no plano normal ao furo de sondagem onde é instalado. Foram realizados 24 ensaios (dois por furo) em 12 furos abertos a partir das galerias de inspeção da barragem, seis dirigidos para montante e seis para jusante. Foram escolhidos locais correspondentes a valores elevados das tensões calculadas (Fig. 1).

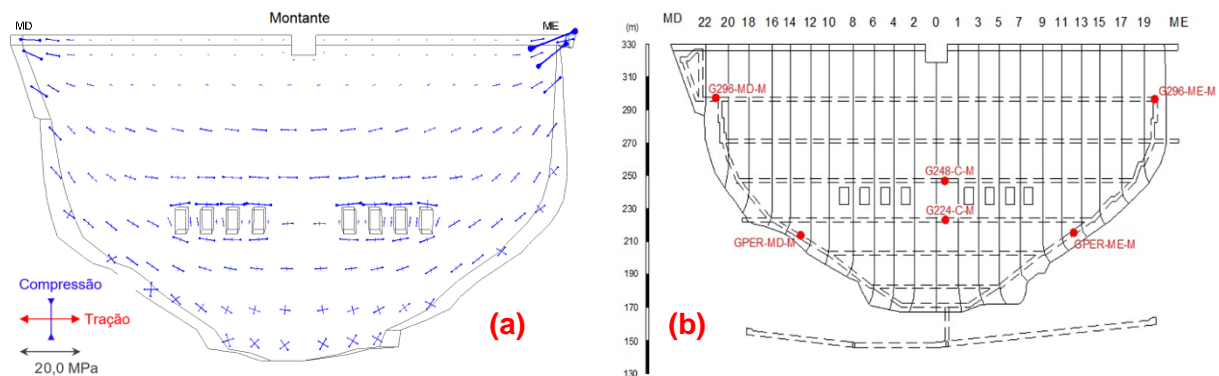


Fig. 1 – Paramento de montante: (a) tensões calculadas; (b) locais de medição de tensões

## 2. DESCRIÇÃO

Os ensaios de medição de tensões pelo método de sobre-carotagem consistem (Fig. 2): a) na abertura de um furo largo até ao local de medição e de um furo de 37 mm de diâmetro, concêntrico com o anterior; b e c) na introdução do aparelho no furo estreito; d) na sobre-carotagem da zona de instalação do aparelho (libertando o estado de tensão); e) na recuperação do tarolo com o aparelho; f) na realização de um ensaio de compressão biaxial, numa câmara de ensaio, pressurizada com óleo, para determinação das constantes elásticas do betão. O aparelho mede as variações de diâmetro do furo estreito durante o processo de

sobrecarotagem e o ensaio de compressão biaxial (Fig. 3). As tensões no betão, no plano normal ao furo, são calculadas por soluções analíticas, a partir dos valores das variações de diâmetro e das constantes elásticas do betão.



Fig. 2 – Ensaio de sobrecarotagem: (a) furos largo e estreito; (b) aparelho; (c) aparelho no furo estreito; (d) sobrecarotagem; (e) tarolo extraído com o aparelho; (f) ensaio biaxial

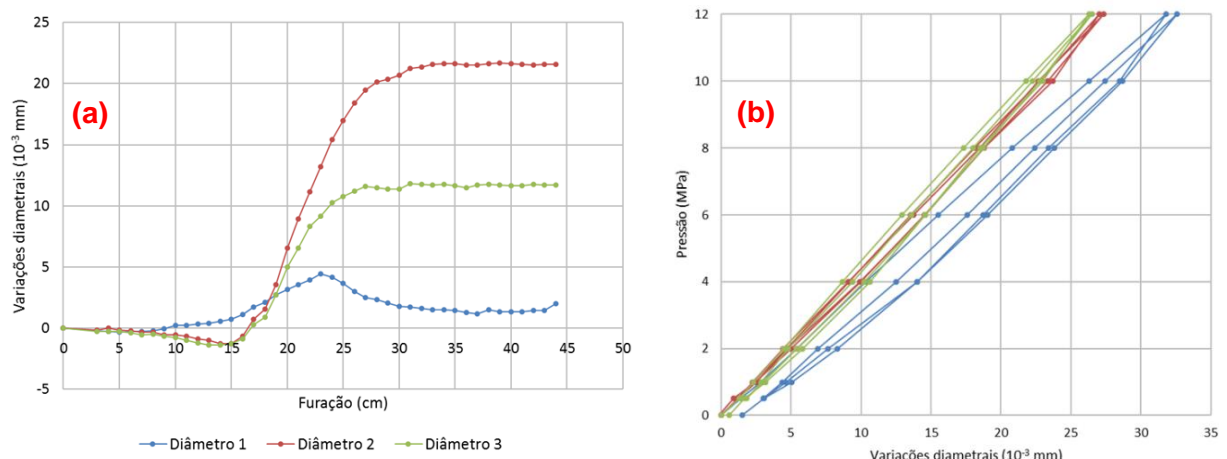


Fig. 3 – Valores medidos: (a) durante a sobrecarotagem; (b) no ensaio biaxial

### 3. CONCLUSÕES

Os valores das tensões medidas confirmaram, genericamente, as tensões calculadas.

### REFERÊNCIAS

Lamas, L.; Gomes, J.P.; Carvalho, E.F.; Batista, A.L.; Matsinhe, B. 2019. Measurement of in situ stresses in the concrete of the Cahora Bassa dam. Proceedings of the ICOLD 2019 Symposium, Ottawa, Canada. CRC Press.



# ANÁLISE DO EFEITO DA DESUMIDIFICAÇÃO NO PROCESSO DE FDM DE MATERIAIS POLIMÉRICOS

César Silva <sup>1</sup>, Mário S. Correia <sup>1,2</sup>, Paulo Coelho <sup>1,3</sup>

<sup>1</sup> ESTG, Politécnico de Leiria, Portugal, 2192444@my.ipleiria.pt

<sup>2</sup> CEMMPRE, Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal, mario.correia@ipleiria.pt

<sup>3</sup> ROBiTECH, INESC Coimbra, Portugal, paulo.coelho@ipleiria.pt

## RESUMO

A fabricação aditiva tem sido utilizada em diversas aplicações, em particular o processo FDM. No processamento de materiais por FDM, em algumas situações, especialmente em geometrias mais complexas ou com movimentação da cabeça de extrusão sem deposição de material, alguns filamentos ficam arrastados fazendo com o que o componente fique esteticamente imperfeito levando a operações de acabamento difíceis de executar. Desse modo, para facilitar e melhorar essa questão associada ao aparecimento de arrastados durante o processo de FDM, o filamento deve ser desumidificado. Este estudo consiste em avaliar o comportamento mecânico à tração, de amostras fabricados com filamento desumidificado e não desumidificado. Para a produção dos provetes foram utilizados dois materiais, o PLA e o PETG, materiais com diferentes propriedades e amplamente utilizados em FDM. Para pré-processar o material foi utilizado um desumidificador para remover a humidade do filamento fazendo circular ar quente numa câmara fechada. É possível constatar que não existe uma melhoria em termos de comportamento mecânico nos materiais após desumidificação, mas o aspeto estético associado aos arrastados é francamente melhorado.

Palavras-chave: Desumidificação / FDM / Polímeros / Tração

## 1. INTRODUÇÃO

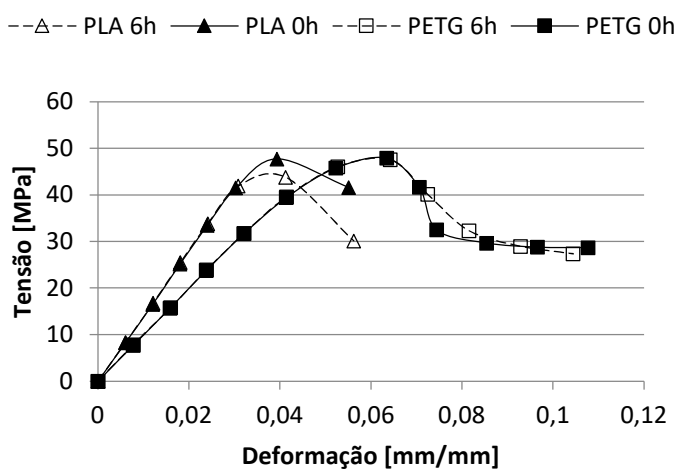
FDM (Fusion Deposition Modeling) é um processo que se refere a um tipo de fabricação aditiva que utiliza material polimérico em forma de filamento como matéria-prima. Nesta técnica, o filamento é forçado por pequenas polias, a passar num bico aquecido por extrusão, sendo posteriormente depositado numa base aquecida, camada a camada produzindo o componente previamente modelado <sup>[1]</sup>. Alguns problemas ocorrem durante o processamento, em especial, devido a movimentos da cabeça de extrusão em zonas que não existe a necessidade de deposição de material. Durante esses movimentos, surgem arrastados de material porque o filamento em estado fundido na cabeça de extrusão e devido à ação da gravidade, vai descendo e fazendo surgir os arrastados referidos. Para minimizar esta situação, para além da otimização dos parâmetros de processamento, deve ser efetuada uma desumidificação do material.

## 2. DESCRIÇÃO

O procedimento experimental teve como objetivo testar provetes fabricados cujo material não foi desumidificado previamente e provetes no qual o filamento foi desumidificado durante 6 horas. A temperatura real utilizada para desumidificar os materiais foi de 50 °C para o PLA e 65 °C para o PETG. Na desumidificação foi utilizado um desumidificador de filamentos *PrintDry Filament Dryer 2.0*. Após este processo os filamentos foram processados utilizando uma impressora *Prusa i3 MK3s*, para construir provetes para o ensaio de tração. Os

parâmetros de processamento relativamente à deposição foram similares com exceção da temperatura: para a extrusão do filamento e para a base de deposição.

Os provetes foram então submetidos a ensaios de tração com velocidade de deformação constante de 1 mm/min segundo a norma ASTM D 638-02. Na figura 1 estão representados os gráficos referentes aos testes realizados aos provetes produzidos em PLA e em PETG, expressos em tensão/deformação. Na figura 1, é possível observar as curvas de comportamento mecânico nos provetes. Para o caso dos provetes produzidos em PLA, a resistência mecânica é superior em cerca de 2% na amostra cujo filamento não foi previamente desumidificado. No caso do PETG, o comportamento mecânico é muito similar, com os provetes produzidos com filamento não desumidificado a apresentarem resistência mecânica superior em 3% face aos produzidos com filamento desumidificado.



**Tabela 1 – Resultados obtidos nos ensaios de resistência à tração**

Material	Tempo de desumidificação [h]	Tensão de Rótura [MPa]	Módulo de Elasticidade Longitudinal [GPa]
PLA	0	47,47	1,462
	6	46,53	1,405
PETG	0	49,46	1,003
	6	48,12	1,005

**Fig. 1 – Evolução comportamento mecânico PLA e PETG. A indicação 0h refere-se a filamento não desumidificado, os provetes desumidificados tem a indicação 6h.**

A tabela 1 contém de forma resumida as duas propriedades mecânicas avaliadas no ensaio de tração. Pelos ensaios realizados e dados obtidos, verifica-se que para ambos os materiais testados, existe uma ligeira diminuição da resistência mecânica após desumidificação.

### 3. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos demonstram que os provetes produzidos, em PLA e PETG, são mais resistentes à tração quando não têm pré-processamento de desumidificação. Deste modo não existindo uma diminuição do comportamento mecânico existe uma melhoria clara em termos de processamento e aspeto estético, diminuindo drasticamente o efeito de arrastamento empara ambos os materiais processados. A questão da relação custo/benefício devido às questões estéticas e energéticas terá de ser avaliada.

### REFERÊNCIAS

- [1] F. M. Mwema and E. T. Akinlabi, “Basics of Fused Deposition Modelling (FDM),” in *Fused Deposition Modeling: Strategies for Quality Enhancement*, Cham: Springer International Publishing, 2020, pp. 1–15, [https://doi.org/10.1007/978-3-030-48259-6\\_1](https://doi.org/10.1007/978-3-030-48259-6_1)

# MONITORING AND CONTROL OF DEFLECTIONS IN MACHINING

*Bulent Tasdelen, PhD<sup>1</sup>, Luis Soares<sup>2</sup>*

<sup>1</sup> Kistler Group, [buelent.tasdelen@kistler.com](mailto:buelent.tasdelen@kistler.com)

<sup>2</sup> Kistler Iberica S.L., [luis.soares@kistler.com](mailto:luis.soares@kistler.com)

## SUMMARY

One of the main causes of the machining complex systems (machine-process-product) failures and abnormalities is the deflection of the machine tool parts due to involved forces. These forces, both dynamic and static, causes dynamic and static deflections that are often measured either directly with displacement sensors or in-directly with force, torque, vibration... sensors. When measured in the correct way, these signals can be used not only to monitor the process and tool wear but also in-directly measure part quality parameters. Moreover, the measurements can be used to compensate for the deflections and improve the machining performance and part quality.

Keywords: Monitoring, deflection, cutting forces, vibration, part quality.

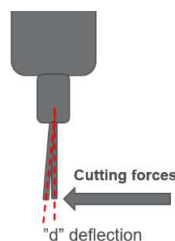
## 1. INTRODUCTION

In order to achieve sustainable and robust machining operations, more intelligent systems must be improved that utilize machine/process characteristics by measuring different physical changes (force, acceleration, temperature...) and use them for different purposes. By measuring the forces, the imperfections in the machine/process system can be detected, such as deflection due to stiffness which is the main cause of imperfections left on the machined surface (product quality parameters).

Therefore, it is important to monitor the cutting forces and measure the machine stiffness occasionally in order to monitor the deflection. By this way, both process monitoring and possible deflection compensation can be possible.

## 2. DESCRIPTION

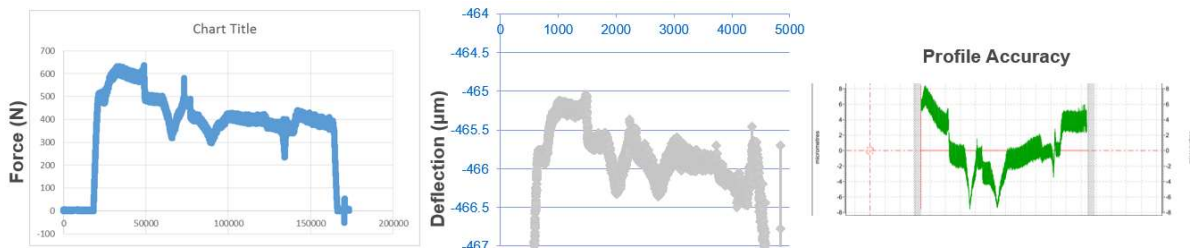
Cutting forces in all three directions cause deflections in the respective directions both with high dynamic and also statically. These deflections are partly measured and compensated in the control unit of modern CNC machines up to low frequencies and limited accuracy.



**Fig. 1 - Schematic description of deflection due to cutting force.**

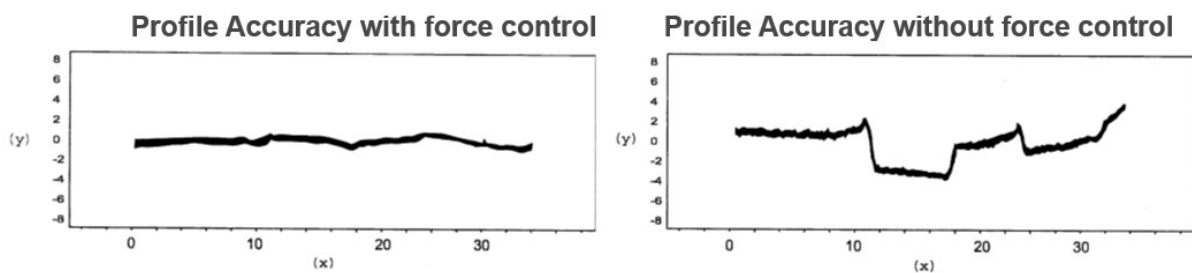
Thus, force and vibration sensors can be used to monitor and control the deflections. These deflections increase with tool wear and thus affect the part quality parameters (dimensional accuracy, surface roughness, Out of Roundness...) during tool life.

The correlation between normal cutting force, deflection of the tool holder and straightness (profile accuracy) during turning operation can be seen, in Figure 2.



**Fig. 2 - Experimental correlation between force, deflection and profile accuracy.**

The force signal is not only used for wear monitoring but also is fed back to the control system that alters the feed rate and cutting speed in order to keep the straightness (forces) stable, see Figure 3. This resulted in improved profile accuracy.



**Fig. 3 - Experimental correlation between force, deflection and profile accuracy. (Ref 1)**

### 3. CONCLUSIONS

Cutting force is an effective way to measure (in-directly) not only tool wear but also tool deflection.

Cutting force measurement can also be used to indirectly measure (predict) certain product quality parameter, such as profile accuracy in turning.

Force signal can be fed into the control unit, preferably NC to make compensations of the profile accuracy during turning operation (as in Ref 1)

### REFERENCES

- 1- WO 2013/043102 AI, IN-PROCESS COMPENSATION OF MACHINING OPERATION AND MACHINE ARRANGEMENT

# MONITORIZAÇÃO E CONTROLO DE PROCESSOS PLÁSTICOS E Prensagem DE COMPONENTES

*Luis Soares*<sup>1</sup>, *Bulent Tasdelen*, PhD<sup>2</sup>

<sup>1</sup> *Kistler Iberica S.L., luis.soares@kistler.com*

<sup>2</sup> *Kistler Group, buelent.tasdelen@kistler.com*

## SUMÁRIO

A validação causa mais problemas para os fabricantes de dispositivos médicos e componentes na indústria automóvel do que quaisquer outras etapas num processo de produção. Na indústria farmacêutica, com a presença de empresas certificadas de acordo com o referencial **ISO 13485** ou, na indústria automóvel, onde tenham de cumprir com a **IATF 16949**, ambas suportadas nas normas ISO 9000, a validação é sempre uma tarefa dispendiosa e demorada.

Para aumentar este desafio, a indústria é confrontada com requisitos regulamentares novos e mais rígidos, como o Regulamento Europeu de Dispositivos Médicos (MDR), que entra em vigor este ano, ou segundo as metas impostas para a diminuição (ou mesmo anulação) da pegada de carbono - emissões de gases com efeitos de estufa (GEE).

Pretende-se demonstrar as metodologias disponíveis na indústria para monitorização e controlo de processos recorrendo a sensores no enquadramento da indústria 4.0., para os ramos automóveis e farmacêuticos/médicos, abordando conceitos como: *Mold Monitoring* e *Scientific Molding*, na indústria de injeção e *Machine Learning* na montagem de componentes.

Palavras Chave: Monitorização, Controlo, Indústria 4.0., Impacto Ambiental, Qualidade a 100%, Zero Defeitos, Mold Monitoring, Scientific Molding, Close Loop Control, Machine Learning

## 1. INTRODUÇÃO

Cada vez mais é indispensável melhorar o controlo das grandezas físicas envolvidas no processo na indústria do plástico e na posterior montagem de componentes. Caso seja realizado adequadamente e com uma tecnologia avançada, recorrendo a entradas de sinal providenciadas pelos vulgos sensores/sondas instalados nas máquinas injetoras e extrusoras ou nos próprios moldes bem como recorrendo a prensas/atuadores mecânicos avançados, será possível evitar falhas dispendiosas, conferindo-se um maior controlo e eficácia na produção ao aumentar a produtividade. Como exemplo, na indústria de injeção de polímeros termoplásticos, o controlo da pressão, temperatura em cavidade e fecho do molde é crucial para otimização e controlo de um processo.

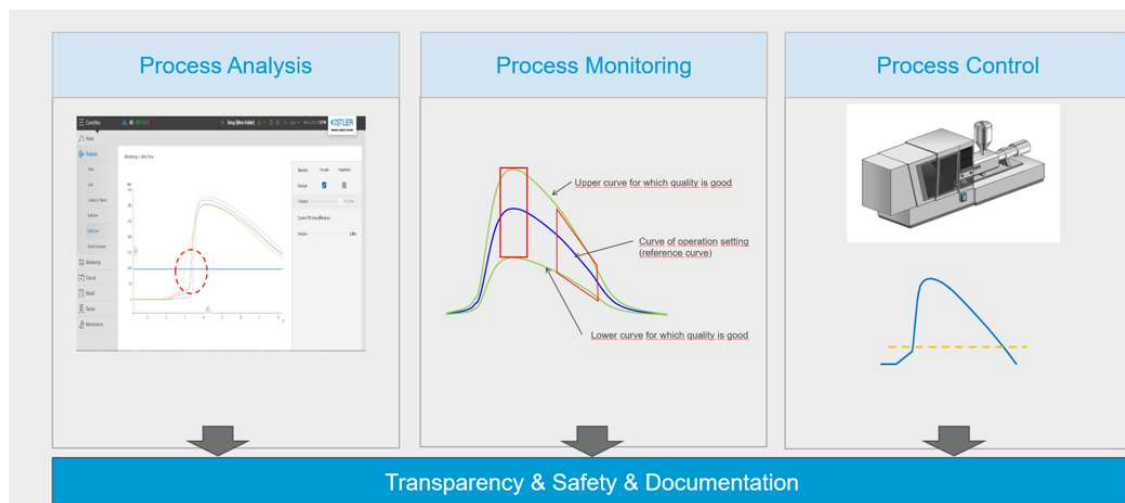


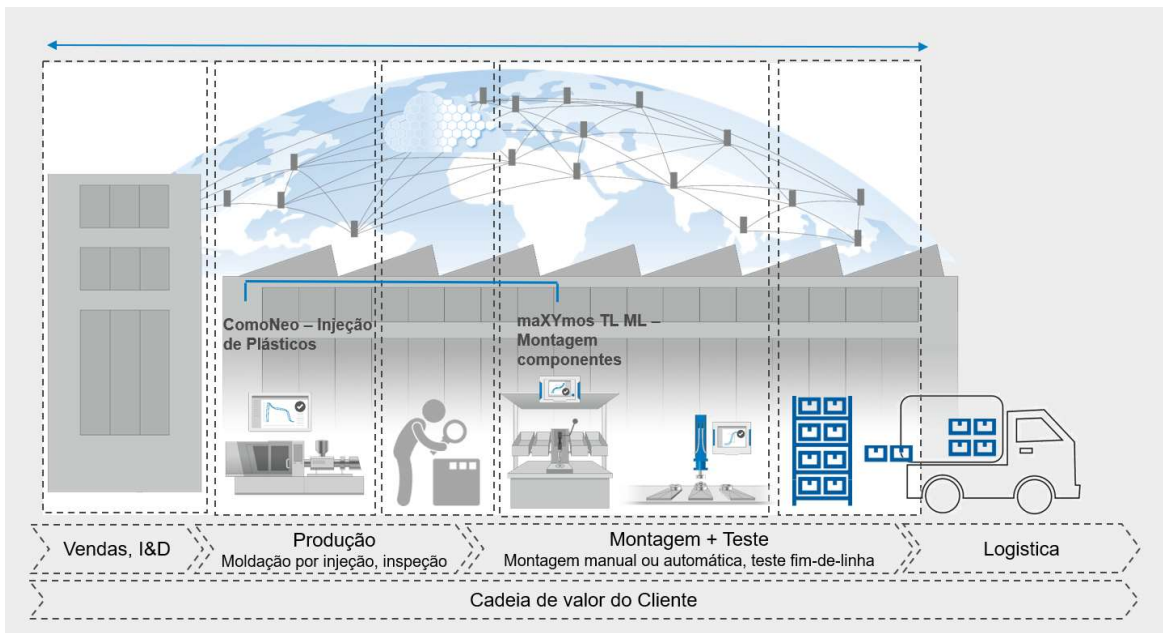
Fig. 1 - Vantagens ao serem usados sensores de pressão em cavidade.

## 2. DESCRIÇÃO

Por esta via, na indústria de plásticos, é permitido intervir <<em tempo real>> em sistemas de canais quentes - fazendo a equalização da temperatura automaticamente - ou mesmo nos parâmetros de injeção, principalmente, ao nível do ponto ideal de comutação, i.e., quando a cavidade se encontra volumetricamente cheia. Por conseguinte, é possível reduzir os tempos dos ciclos de produção e a energia despendidos, além de ser viável antecipar intervenções programadas preditivas num molde, manutenção dos bicos dos sistemas de canais quentes ou mesmo fazer a separação automática de peças qualificadas (OK e NOK).

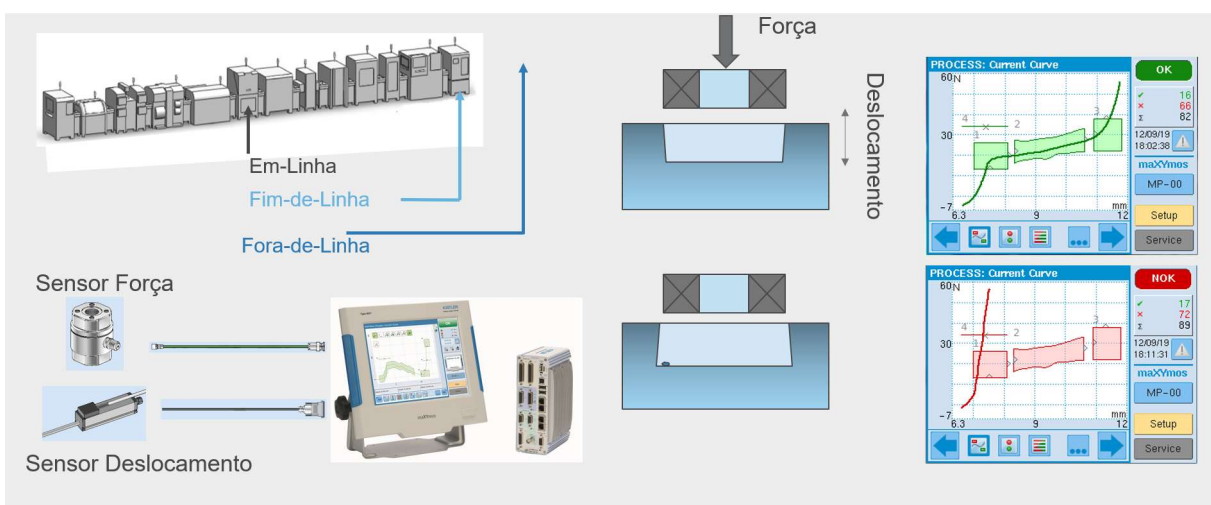
Numa posterior prensagem, para aplicações de união e ajuste por compressão e tração, os sistemas baseados em prensas **eletromecânicas** começam a ter uma posição de destaque na indústria atual, substituindo progressivamente formas de união tradicionais, i.e., por meios hidráulicos ou pneumáticos. Adicionalmente, apresentam um menor impacto ambiental, um balanço energético extremamente favorável, desenho compacto, facilidade de instalação e manutenção quase inexistente. Estas vantagens apresentam-se como primordiais no seio de uma empresa, o que torna o sistema eletromecânico a seleção natural para o integrador de um sistema global. Estes fatores permitem uma enorme flexibilidade no meio industrial - posicionamento exato da haste da prensa sem precedentes.





**Fig. 2 - Inspeção e transparência a 100% dos parâmetros críticos do processo (injeção e montagem de componentes).**

Acresce ainda que a **repetibilidade** é extremamente elevada, sendo as forças de união e pressões num molde controladas com extrema precisão, mediante um controle contínuo dos ciclos de funcionamento e recorrendo ao uso de sensores de elevada exatidão. Sendo um investimento inicial similar ou mesmo inferior aos métodos tradicionais, conseguem-se ganhos avultados no que concerne aos custos subjacentes à energia despendida para o mesmo ciclo de funcionamento, condições de trabalho melhoradas (ruído/vibrações inexistentes), reorganização da produção por peças defeituosas eliminada e uma melhoria ambiental assinalável.



**Fig. 3 - Esquema de um processo de monitorização da qualidade.**

### **3. CONCLUSÕES**

É sabido que a preocupação com sustentabilidade na indústria é atualmente enorme, onde alguns exemplos retratam exatamente essa necessidade, tais como: recorrermos à reciclagem da matéria prima na indústria de plásticos (economia circular). Ao controlar em tempo real as variáveis presentes num determinado processo, como a temperatura e a pressão em cavidade mas também a força de inserção de um componente, é possível melhorar o contributo para a redução do gasto energético, o desperdício de material e perdas associadas a um determinado produto, além de permitir uma qualidade superior no resultado final obtido. Na realidade, basta um erro no controle destas variáveis para que a matéria-prima utilizada seja perdida. Na injeção de plásticos comentada neste artigo, a uniformidade das mensurandas aqui retratadas, conferem a qualidade final durante todo o processo.

Poderão interferir na contração do material, sua estabilidade dimensional, nas tensões internas residuais e no próprio acabamento da peça. Por outro lado, na montagem de componentes, o controlo da força é crucial para que não ocorra a deformação ou esmagamento de componentes que coloquem em risco a segurança de um determinado componente.

### **REFERÊNCIAS**

- 1- White Paper Dr. Robert Vaculik, Kistler Instrumente AG, Monitorização do Processo de Injeção através de pressão em cavidade, 2019
- 2- Kistler. [Online] 2019. [www.kistler.com](http://www.kistler.com)
- 3- Gautschi. Piezoelectric Sensorics. s.l. : Springer Verlag, 2002
- 4- Artigo Luis Soares, Marine Dumont, Dr. Thomas Petzsche - Sensing Structural Borne Noise in Solid State Materials and Related Applications, Euroregio 2016
- 5- Artigo Luís Soares, Revista Técnico Científica – Robótica Industrial, nº. 123, 2021

# ENSAIOS ESTÁTICOS EM ESTRUTURAS DE ABRIGOS PARA PROTEÇÃO EM CASO DE SISMOS SEVEROS

Seyedsajjad Hosseini<sup>1</sup>, João Guerreiro<sup>2</sup>, João Gomes Ferreira<sup>1</sup>, Luís Guerreiro<sup>1</sup>, Rita Moura<sup>2</sup>

<sup>1</sup> IST, ULisboa, CERIS – Lisbon, Portugal,

<sup>2</sup> Teixeira Duarte – Engenharia e Construções S.A.,

## RESUMO

Na presente comunicação, apresenta-se a primeira fase dos ensaios experimentais estáticos executados sobre modelos à escala real de abrigos sísmicos, desenvolvidos ao abrigo do projeto “SHELTER - Structural Hyper-resisting Element for Life Threatening Earthquake Risk” [1]. O abrigo desenvolvido é constituído por uma série de sete pórticos paralelos entre si, cada um com uma travessa e dois montantes, contraventados por elementos longitudinais e apoiados na base numa chapa metálica contínua. Foi realizado um ensaio com carga vertical aplicada em dois pontos da travessa e outro com a carga inclinada face ao modelo. Os ensaios pretendem simular duas situações críticas que podem ocorrer no caso de colapso do edifício onde o abrigo é instalado, respetivamente: (i) o embate de escombros quando o abrigo é instalado num andar inferior (ii) a queda do abrigo, com rotação, quando é instalado num andar elevado. O comportamento dos modelos foi favorável e compatível com a utilização pretendida.

Palavras-chave: Sismos; Abrigo; Ensaio estático; Pórticos metálicos

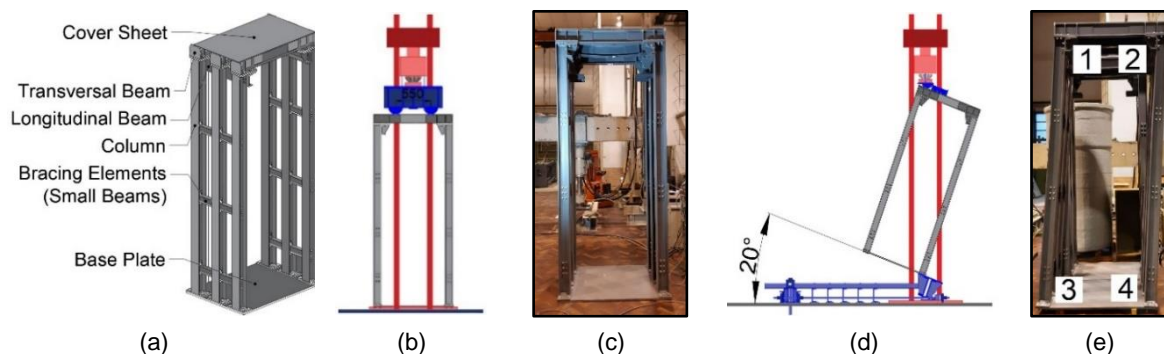
## 1. INTRODUÇÃO

O principal objetivo do projeto SHELTER é o desenvolvimento de um abrigo sísmico de instalação simples e rápida, de baixo custo, que possa proteger as pessoas de colapsos parciais ou globais dos edifícios, especialmente mais antigos, em alvenaria, que apresentam elevada vulnerabilidade. A estrutura do abrigo é constituída por sete pórticos com uma travessa e dois montantes ligados por aparafusamento, contraventados com duas vigas longitudinais e trinta e seis pequenos elementos de viga, cobertos por uma folha de cobertura na parte superior e uma placa de base na parte inferior [1]. Por razões de compatibilidade com o equipamento disponível, os elementos testados são constituídos por apenas três dos sete pórticos que constituem a estrutura de referência (Fig.1 (a)), e com um espaçamento entre si também inferior ao valor de referência. O objetivo desses dois testes foi investigar o comportamento global da estrutura do abrigo e dos seus elementos constituintes em dois cenários críticos associados ao colapso do edifício onde são instalados: (i) o embate vertical de escombros quando o abrigo é instalado num andar inferior (ii) a queda inclinada do abrigo, quando é instalado num andar elevado. A altura, largura e peso do abrigo completo são de, respetivamente 3,00m, 1,25m e 920kg. O aço usado nos perfis e nos parafusos é da classe S355 e 10.9, respetivamente.

## 2. CAMPANHA EXPERIMENTAL

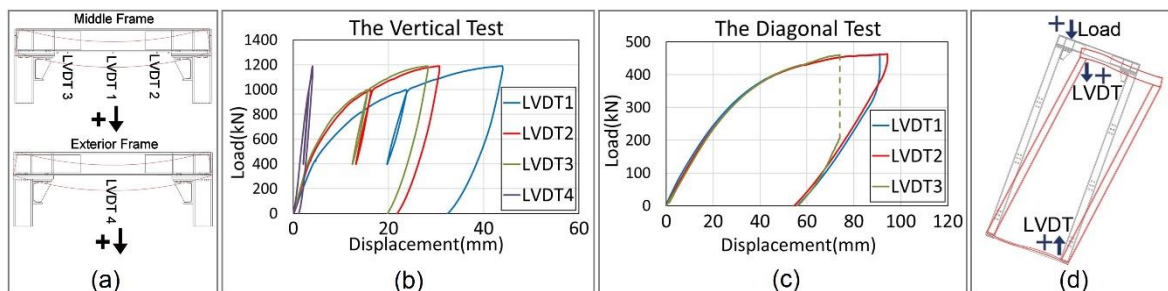
No ensaio vertical, a carga foi imposta em dois pontos afastados de 550mm na viga do pórtico central. Foram lidos deslocamentos, rotações e extensões em posições significativas do pórtico central e em algumas posições de um dos pórticos externos, incluindo os pontos de carregamento (Fig.1(b)). No segundo ensaio, o pórtico foi rodado 20º face à posição de serviço, sendo a carga foi aplicada com inclinação de 20º face à direção dos montantes, num dos nós travessa-montante do pórtico central Fig.1(d).

Nas Fig.1(c) e (e) apresentam-se fotos dos modelos deformados, que atingiram valores de carga de 1.189kN e 463kN, respetivamente.



**Fig. 1** (a) desenho do modelo; (b) esquema do ensaio com carga vertical; (c) elemento ensaiado com carga vertical, pós ensaio; (d) esquema do elemento ensaiado com carga inclinada; (e) elemento ensaiado com carga inclinada, pós ensaio

No ensaio vertical, a travessa do pórtico intermédio apresentou uma flecha de flexão muito superior à das travessas laterais, não carregadas diretamente (Figs. 2(a) e (b)). No ensaio diagonal, em que a carga foi distribuída pelos 3 pórticos, as suas deformações foram semelhantes (Figs. 2(c) e (d)).



**Fig. 2** (a) posição de transdutores de deslocamento; (b) diagramas F-d do ensaio com carga vertical; (c) diagramas F-d do ensaio com carga inclinada; (d) esquema da deformada do ensaio com carga inclinada

### 3. CONCLUSÕES

O comportamento dos modelos foi favorável e compatível com a utilização pretendida, quer no que respeita à capacidade de carga quer no que se refere à ductilidade. Os resultados permitiram ainda otimizar alguns aspetos da estrutura para a segunda fase de ensaios.

### AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CCDRLVT - Comissão de Coordenação e Desenvolvimento Regional de Lisboa e Vale do Tejo, ao POR Lisboa 2014/2020, e à ANI - Agência Nacional de Inovação, pelo apoio financeiro relativo ao projeto ref. LISBOA-01-0247-FEDER-032854 intitulado “SHELTER – Structural Hyper-resisting Element for Life Threatening Earthquake Risk”.

Agradece-se ao LNEC a disponibilidade para acolher a realização dos ensaios apresentados.

Por fim, agradece-se aos nossos colegas que têm vindo a contribuir para o projecto SHELTER, com profícuo debate, nomeadamente Carlos Sousa Oliveira, Fernando Branco, João Azevedo, (IST), Henrique Nicolau, Nuno Gonçalves e Bernardo Santos (Teixeira Duarte).

### REFERÊNCIAS

[1] Ferreira, J.G., Moura, R., Guerreiro, L., Guerreiro, J. (2021). SHELTER – Structural Hyper-resisting Element for Life-Threatening Earthquake Risk. An innovative approach for seismic protection, *Engineering Structures*, 235. doi:10.1016/j.engstruct.2021.112012

# IN-PLANE SHEAR STRENGTH OF UNREINFORCED AND REINFORCED SOLID CLAY BRICK MASONRY SPECIMENS

Armando Demaj<sup>1</sup>, Ana Isabel Marques<sup>2</sup>, João Gomes Ferreira<sup>3</sup>, António Sousa Gago<sup>4</sup>

<sup>1</sup> IST, UL, CERIS – Lisbon, Portugal, armando.demaj@tecnico.ulisboa.pt; Epoka University – Tirana, Albania

<sup>2</sup> LNEC – Lisbon, Portugal, aimarques@lnec.pt

<sup>3</sup> IST, ULisboa, CERIS – Lisbon, Portugal, joao.gomes.ferreira@tecnico.ulisboa.pt

<sup>4</sup> IST, ULisboa, CERIS – Lisbon, Portugal, antonio.gago@tecnico.ulisboa.pt

## ABSTRACT

This paper presents a study about the in-plane shear strength of mortar bed joints of ancient clay brick masonry used in load bearing walls of masonry-concrete buildings of Lisbon. Direct shear tests on masonry triplets were carried out to determine the cohesion and internal friction angle of bed joints of plain and reinforced masonry specimens. During the application of the shear loading, parallel to the bed joints, different perpendicular precompression levels were applied allowing obtaining both the cohesion and internal friction angle of the walls' bed joints.

Keywords: Triplet test / In-plane shear strength / Brick Masonry Walls / Seismic Rehabilitation

## 1. INTRODUCTION

The seismic rehabilitation of old masonry buildings has become the focus of recent studies. In line with this tendency, the project “RESIST-2020 – Seismic Rehabilitation of Old Masonry-Concrete Buildings” proposes a reinforcing solution for the clay brick masonry walls of “*placa*” buildings, aiming at improving the walls' shear strength and energy dissipation. It consists of using NSM (near surface mounted) stainless steel twisted bars or traditional concrete reinforcing steel bars, embedded inside slots opened with that purpose, fixed with premixed mortar. Twenty-seven (27) triplets were fabricated and tested, being (i) 9 unreinforced (**S**), (ii) 9 reinforced with a 6 mm-diameter twisted steel bars perpendicular to the mortar bed joints (**H6**), and (iii) 9 reinforced with 12mm-diameter concrete reinforcing steel bars, also perpendicular to the mortar bed joints (**R12**).

## 2. IN-PLANE SHEAR STRENGTH TEST

The shear strength parameters were obtained according to the standard EN 1052-3 [1]. The H6 and R12 series were tested by applying in each test permanent precompression levels of 0.2, 0.5, and 0.7 MPa. In S series, the precompression levels varied along the test, for different relative displacement levels. The slippage of the central brick in relation to the outer two was measured with two displacement transducers mounted on one side of the triplet (Fig. 1a).



(a) Test set-up

(b) S triplets

(c) H6 triplets

(d) R12 triplets

Figure 1 – Test set-up and examples of failure mechanisms



The tests were performed until rupture occurs, under a four-point load scheme, with loads applied parallel to the bed joints, under displacement control at a rate of 0.05 mm/s.

The failure surfaces (Fig. 1(b), (c), and (d)) of all specimens developed in the bed joints.

Fig. 2(a) shows, as an example, the shear and precompression stresses versus time for the triplet S-1. Fig. 2(b) shows the regression analysis of specimen S-5 to obtain individual friction angle and cohesion. Fig. 2(c) shows the linear regression analysis for determining the average cohesion ( $f_{v0}$ ) and average coefficient of internal friction ( $\mu$ ) for specimens of R12 series.

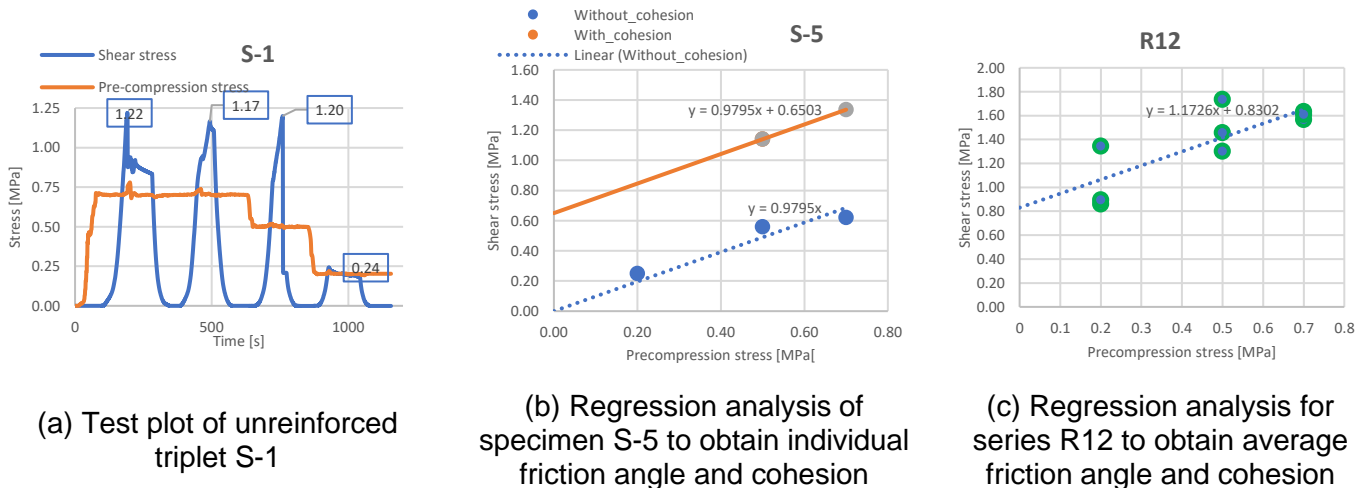


Figure 2 – Examples of results obtained in the tests

### 3. CONCLUSIONS

The specimens' failure occurred by shear, with slippage in the bed joints, as expected [2,3]. S, H6 and R12 series' triplets presented values of ( $f_{v0}$ ,  $\mu$ ), i.e. (cohesion, internal friction angle, in MPa) of S (0.46, 1.53), H6 (0.44, 1.70) and R12 (0.83, 1.17), respectively. The helicoidal bars have slightly improved the internal friction angle and had practically no effect on cohesion. The concrete rebars have shown to improve the cohesion while the friction angle was slightly reduced.

### ACKNOWLEDGEMENTS

The authors gratefully acknowledge the financial support of the FCT (*Fundação para a Ciência e a Tecnologia*) for the project PTDC/ECI-EGC/30567/2017, "RESIST-2020 – Seismic Rehabilitation of Old Masonry-Concrete Buildings".

LNEC - *Laboratório Nacional da Engenharia Civil*, Lisbon, Portugal, is acknowledge by hosting the experimental tests presented here.

### REFERENCES

- [1] EN 1052-3. 2002. Methods of test for masonry: Part 3: Determination of initial shear strength.
- [2] Marques, A.I. 2020. Rehabilitation of old buildings: reducing seismic vulnerability by strengthening the walls (Original title: Reabilitação de edifícios antigos: redução da vulnerabilidade sísmica através do reforço de paredes). Lisbon, Portugal: Instituto Superior Técnico, (Doctoral dissertation).
- [3] Cavalheiro, O.P et. al. 2000: Experimental Data on Hollow Block Prisms Using Direct Shear Test. IB<sup>2</sup>MAC 2000: 12th International Brick and Block Masonry Conference, Madrid, Spain.



# UTILIZAÇÃO DE CÂMARAS DE ALTA VELOCIDADE PARA CARACTERIZAÇÃO DA CINEMÁTICA DO COLAPSO DE UM EDIFÍCIO DE ALVENARIA NUM ENSAIO EM MESA SÍSMICA

João Guerreiro<sup>1</sup>, Seyedsajjad Hosseini<sup>2</sup>, João Gomes Ferreira<sup>2</sup>, Luís Guerreiro<sup>2</sup>, Rita Moura<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Teixeira Duarte – Engenharia e Construções S.A.,  
<sup>2</sup> IST, ULisboa, CERIS – Lisbon, Portugal,

## RESUMO

O estudo apresentado integra-se no âmbito do projecto “SHELTER – Structural Hyper-resisting Element for Life Threatening Earthquake Risk”, que tem por objetivo desenvolver um abrigo sísmico para instalação em edifícios vulneráveis. Nesta comunicação, apresenta-se uma das técnicas implementadas para caracterizar a cinemática de colapso do modelo de um edifício ensaiado em mesa sísmica. O modelo do edifício, realizado à escala de 1/2 e com altura de 4 pisos, é munido de um abrigo montado no seu andar mais elevado, sujeito, por isso, à queda de maior altura. Dada a complexidade do fenómeno e a necessidade de o caracterizar com detalhe e abrangência espacial, para além da instrumentação habitual, com acelerómetros, decidiu-se utilizar instrumentação ótica. A respetiva preparação e calibração, realizada com base na queda livre de corpos com impacto no solo, é descrita na comunicação.

Palavras-chave: Ensaio dinâmico; Ensaio em mesa sísmica; Câmara de alta velocidade; Colapso de edifício; Sismos.

## 1. INTRODUÇÃO

Para o dimensionamento da estrutura do abrigo e dos respetivos sistemas internos de proteção física face aos choques (cadeiras de segurança) [1,2,3], foi necessário realizar o referido ensaio de colapso de um edifício de alvenaria. O ensaio é realizado em mesa sísmica num edifício à escala 1/2 (Fig.1 (a)), munido de um abrigo no último andar (Fig.1 (b)).

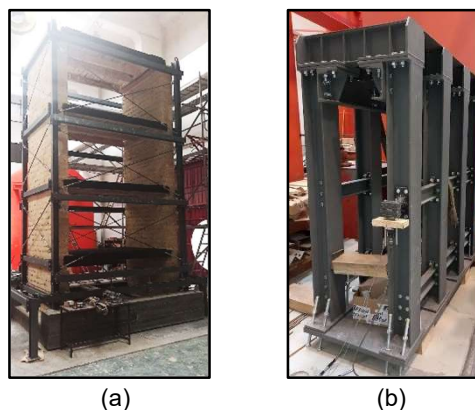


Fig. 1. Modelo do edifício (a); modelo do abrigo (b).

A metodologia apresentada consiste na obtenção da posição, velocidade e aceleração de uma rede de pontos do modelo. Nesses pontos são colocados alvos óticos, cujo rastreamento é realizado com base nas filmagens obtidas durante o ensaio. Para registar, durante o ensaio, o movimento dos alvos instalados no edifício e no abrigo, prevê-se usar quatro câmaras de alta velocidade IDT-M5, com velocidade de 300 fps e resolução full-HD. Nos ensaios preparatórios, foram medidas as acelerações de queda livre e impacto do solo de um objeto

lançado de uma altura de 6 metros (4º andar do modelo do edifício), munido de alvos óticos LED, numa área coberta pela imagem de 1,5m × 3,4m, captada a uma distância de 10m. Dado que o modelo do edifício é em alvenaria, podendo formar uma quantidade significativa de pó, foram também realizados testes com alvos de LED de infravermelhos, expostos a uma nuvem de pó. Com base nos filmes de ambos os tipos de ensaio, foram obtidos os diagramas de velocidade e aceleração dos alvos, através do programa de rastreamento StreamPix.

## 2. CAMPANHA EXPERIMENTAL

Na Fig. 2 apresentam-se dois dos diagramas obtidos da velocidade de um alvo LED segundo as direções vertical (Fig.2 (a)) e horizontal (Fig.2 (b)). O valor inicial da velocidade vertical é de 8,5m/s dado que o ponto inicial de queda do objeto está a 6.0m de altura e a imagem só é captada até 3.4m de altura. A aceleração em queda livre, obtida por regressão linear antes do impacto, foi de  $-9,92\text{m/s}^2$ . Após o início do impacto, numa base de esponja utilizada para o efeito, a velocidade diminuiu rapidamente com uma aceleração crescente, com máximo de 156g, invertendo-se, a dada altura, o sentido da velocidade (*rebound*). Devido à rotação do alvo após o impacto, não foi possível rastreá-lo para além do período apresentado nos diagramas. O valor da velocidade horizontal foi praticamente nulo (Fig.2 (b)) até ao impacto, após o qual ocorreu uma mudança de direção face à vertical, associada a uma rotação do objeto, tendo-se atingido um valor de 1,5m/s.

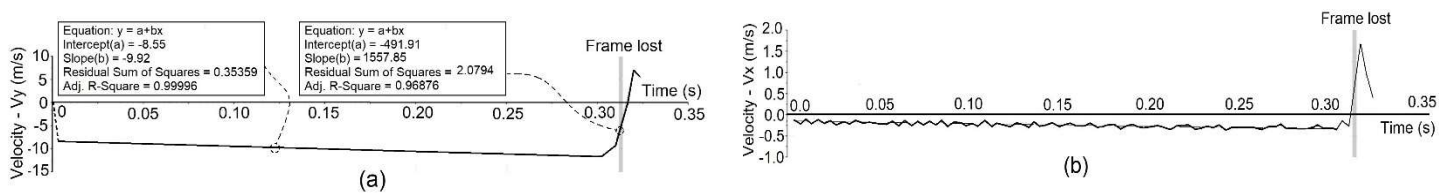


Fig. 2. A velocidade calculada  $V_x$  (a) e  $V_x$  (b) em queda de 6m

## 3. CONCLUSÕES

O sistema adotado revelou-se apropriado e robusto para medição de acelerações com valores elevados. O uso de LEDs de infravermelhos em vez de LED de luz visível permitiu superar o problema da existência de poeira que pode ser criado aquando do colapso do modelo do edifício.

## AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem à CCDRLVT - Comissão de Coordenação e Desenvolvimento Regional de Lisboa e Vale do Tejo, ao POR Lisboa 2014/2020, e à ANI - Agência Nacional de Inovação, pelo apoio financeiro relativo ao projeto ref. LISBOA-01-0247-FEDER-032854 intitulado "SHELTER – Structural Hyper-resisting Element for Life Threatening Earthquake Risk".

Agradece-se aos colegas que têm vindo a contribuir para o projecto SHELTER, C. Sousa Oliveira, F. Branco, J. Azevedo, (IST), H. Nicolau, N. Gonçalves e B. Santos (Teixeira Duarte).

## REFERÊNCIAS

- [1] Gomes Ferreira, João, Rita Moura, Luís Guerreiro, and João Guerreiro. 2021. "SHELTER –Structural Hyper-resisting Element for Life-Threatening Earthquake Risk. An innovative approach for seismic protection." *Engineering Structures* 235. doi:10.1016/j.engstruct.2021.112012.
- [2] Guerreiro, João, João Gomes Ferreira, Luís Guerreiro, Rita Moura, and Seyedsajjad Hosseini. 2021. "SHELTER – Structural Hyper-resisting Element for Life-Threatening Earthquake Risk. Structural design of a seismic safety unit under building collapse scenarios." Submitted to *Engineering Structures*.
- [3] Guerreiro, J., Luís Guerreiro, João Gomes Ferreira, Rita Moura, and Seyedsajjad Hosseini. 2021. "SHELTER – Structural Hyper-resisting Element for Life-Threatening Earthquake Risk. Structural design of safety chairs for building collapse scenarios." Submitted to *Engineering Structures*.