8JORNINC-3JORPROCIV

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos
e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Porto, 1 e 2 de junho 2023

LIVRO DE ATAS

isep Instituto Superior de Engenharia do Porto

P.PORTO

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

TÍTULO: Atas das 8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil (8JORNINC-3JORPROCIV)

EDITOR:
Instituto Superior de Engenharia do Porto, ISEP

COORDENADORES DA EDIÇÃO:
Elza M. M. Fonseca; Hernâni R. Lopes; Armando V. Campos;
Ana R. João; António G. Magalhães; João F. Silva

ISBN:
978-989-35087-3-2

TIRAGEM:
USB Flash Drive

1ª edição, junho de 2023

OBSERVAÇÃO:
Nenhuma parte desta publicação pode ser reproduzida ou transmitida de qualquer outra forma ou por qualquer meio, eletrónico, fotocópia, ou outros, sem prévia autorização escrita dos editores.
A qualidade científica e os conteúdos dos resumos são da inteira responsabilidade dos respetivos autores.

PREFÁCIO

Este livro de ATAS contém os artigos apresentados às 8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e às 3as Jornadas de Proteção Civil (8JORNINC-3JORPROCIV), que decorreram no Porto, Portugal.

Na presente edição das 8JORNINC-3JORPROCIV foram submetidos 50 trabalhos, tendo sido aceites 42. Os trabalhos foram distribuídos em 8 sessões paralelas temáticas, em adição a 2 sessões plenárias, apresentados no dia 2 de junho de 2023.

O evento foi iniciado e promovido em Portugal, sob a organização do professor Doutor João Paulo Rodrigues, com as 1as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos, em 2005, na Universidade de Coimbra, bem como nos anos seguintes, as 2as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos em 2011 e as 3as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos em 2013, também na Universidade de Coimbra.

As edições seguintes aconteceram em diferentes locais: as 4as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos em 2014, no Instituto Politécnico de Bragança; as 5as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos em 2016, no Laboratório Nacional de Engenharia Civil em Lisboa; as 6as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e 1as Jornadas de Proteção Civil em 2018, na Universidade de Coimbra; e as 7as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e 2as Jornadas de Proteção Civil, em 2021, no Instituto Politécnico de Castelo Branco.

As 8JORNINC apresentam grande importância num contexto atual de vários e graves incêndios urbanos, florestais e de interface em Portugal. A pertinência do tema da segurança na prevenção e no combate a incêndios, quer pelas consequências emergentes deste tipo de acidentes, quer pela necessidade de redução das ocorrências, do número de vítimas mortais, feridos, prejuízos materiais, patrimoniais, ambientais e sociais, leva a que as Jornadas se destinem a um leque alargado de profissionais e público em geral.

As 3JORPROCIV têm como objetivo promover conhecimentos nas áreas da prevenção civil, de riscos e planos de emergência. Pretendem assim, contribuir para a atualização dos conhecimentos técnicos e científicos da segurança e proteção civil, no âmbito do planeamento e prevenção perante cenários de crise e emergência. As Jornadas de Proteção Civil permitem partilhar um leque de conhecimentos multidisciplinares suscetíveis de impulsionar uma intervenção por parte de técnicos, especialistas e dos agentes da proteção civil. A visão interdisciplinar e integradora dos problemas e desafios que a proteção civil apresenta será refletida na prevenção e mitigação dos riscos inerentes a uma situação de acidente.

Os trabalhos apresentados nesta edição, permitirão o avanço das 8JORNINC-3JORPROCIV, através da divulgação dos recentes desenvolvimentos e do conhecimento nos domínios da segurança ao incêndio e proteção civil.

Por fim, a comissão organizadora das 8JORNINC-3JORPROCIV gostaria de agradecer:
- o apoio dos patrocinadores e das instituições do Sistema Científico e Tecnológico;
- a todos os autores que partilharam os seus excelentes trabalhos;
- e aos elementos da Comissão Científica que auxiliaram no processo de revisão.

Todos em conjunto, tornaram possível a realização destas Jornadas.

A organização das 8JORNINC-3JORPROCIV:

Elza M. M. Fonseca
Hernâni R. Lopes
Armando V. Campos
Ana R. João
António G. Magalhães
João F. Silva

COMISSÃO EXECUTIVA

Elza M. M. Fonseca (ISEP, Instituto Politécnico do Porto)
Hernâni R. Lopes (ISEP, Instituto Politécnico do Porto)
Armando V. Campos (ISEP, Instituto Politécnico do Porto)

COMISSÃO ORGANIZADORA

Ana R. João (ISEP, Instituto Politécnico do Porto)
António G. Magalhães (ISEP, Instituto Politécnico do Porto)
João F. Silva (ISEP, Instituto Politécnico do Porto)

ORADORES CONVIDADOS

Aline Camargo (I&DT – Núcleo Técnico e Científico, Itecons - Pólo II, Universidade de Coimbra)
Anabela Martins (INEGI, Laboratório de Fumo e Fogo, Porto)

COMISSÃO CIENTÍFICA

Aldina Aldina Santiago (Universidade de Coimbra)
Aline L. Camargo (Universidade de Coimbra)
Ana R. João (Instituto Politécnico do Porto)
António José Pedroso de Moura Correia (Instituto Politécnico de Coimbra)
Armando V. Campos (Instituto Politécnico do Porto)
António G. Magalhães (Instituto Politécnico do Porto)
Carlos André Soares Couto (Universidade de Aveiro)
Carlos Balsa (Instituto Politécnico de Bragança)
Carlos Miguel P. da Silva Santos (Instituto Superior de Engenharia do Porto)
Cristina Calmeiro dos Santos (Instituto Politécnico de Castelo Branco)
Cristina Delerue-Matos (Instituto Politécnico do Porto)
Débora Macanjo Ferreira (Instituto Politécnico de Bragança)
Domingos Xavier Viegas (Universidade de Coimbra)
Elza M. M. Fonseca (Instituto Politécnico do Porto)
Hernâni R. Lopes (Instituto Politécnico do Porto)
Humberto Varum (Universidade do Porto)
João Carlos Viegas (Laboratório Nacional de Engenharia Civil)
João F. Silva (Instituto Politécnico do Porto)
João Paulo Correia Rodrigues (Universidade de Coimbra) – Coordenador
João Ramôa Correia (Universidade de Lisboa)
José Carlos Góis (Universidade de Coimbra)
José Gaspar (Instituto Politécnico de Coimbra)
José Luís Zêzere (Universidade de Lisboa)
Leonardo José da Silva Ribeiro (Instituto Politécnico do Porto)
Lino Marques (Universidade de Coimbra)
Luciano Lourenço (Universidade de Coimbra)
Luís Laím (Universidade de Coimbra)
Luís M. R. Mesquita (Instituto Politécnico de Bragança)
Mário A. P. Vaz (Universidade do Porto)
Nuno Lopes (Universidade de Aveiro)
Paulo A. G. Piloto (Instituto Politécnico de Bragança)
Paulo B. Lourenço (Universidade do Minho)
Pedro de Figueiredo Vieira Carvalheira (Universidade de Coimbra)
Pedro Dias Simão (Universidade de Coimbra)
Paulo Vila Real (Universidade de Aveiro)
Pedro J. Coelho (Universidade de Lisboa)
Ricardo Mendes (Universidade de Coimbra)
Rui A. Rego (Instituto Politécnico do Porto)
Simone Morais (Instituto Politécnico do Porto)

ÍNDICE

PREFÁCIO ii

COMISSÃO EXECUTIVA iv

COMISSÃO ORGANIZADORA iv

ORADORES CONVIDADOS iv

COMISSÃO CIENTÍFICA v

ATAS DAS JORNADAS 8

ANACRONISMO DA REGULAMENTAÇÃO DE SCIE PORTUGUESA FACE À DE OUTROS PAÍSES EUROPEUS 9

ESTUDO DE CASO DE PROJETO DE SCIE BASEADO NO DESEMPENHO DE UM EDIFÍCIO ADMINISTRATIVO 14

MEDIDAS DE AUTOPROTEÇÃO E INCÊNDIOS FLORESTAIS – A AUSÊNCIA DE REQUISITOS ESPECÍFICOS DO CÓDIGO NO REGULAMENTO PORTUGUÊS 21

PERFIS EM ALUMÍNIO COM E SEM PROTEÇÃO AO FOGO: COMPARAÇÃO ENTRE O MÉTODO SIMPLIFICADO E NUMÉRICO 28

AVALIAÇÃO TÉRMICA DE LIGAÇÕES AÇO-MADEIRA EM CORTE SIMPLES QUANDO SUBMETIDAS AO FOGO 38

AVALIAÇÃO DA SEÇÃO RESIDUAL DE ELEMENTOS CONSTRUTIVOS DE SUPORTE EM MADEIRA COM PROTEÇÃO SUBMETIDOS AO FOGO 48

AVALIAÇÃO DAS DISTÂNCIAS DE SEGURANÇA REGULAMENTARES ATRAVÉS DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE FOGOS FLORESTAIS 56

PROPOSTA PARA REGULAMENTAÇÃO NA VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE HABITAÇÕES AO FOGO FLORESTAL 68

NUMERICAL ASSESSMENT OF FIREBRAND ACCUMULATION 89

EXPERIMENTAL ASSESSMENT OF FIREBRANDS ACCUMULATION TEMPERATURE-TIME CURVES IN PLANE SURFACES 102

MODELLING TECHNIQUES FOR THE FIRE PERFORMANCE OF EMPTY CAVITIES IN LSF WALLS 113

DESIGNING COMPRESSED MEMBERS OF TRUSSES AND BRACING SYSTEMS IN FIRE USING MACHINE LEARNING MODELS 123

PASSIVE FIRE PROTECTION AND ANTICORROSION PROTECTION: COMBINATION OF ANTICORROSION TESTS UNDER ISO 12944 AND FIRE RESISTANCE TESTS 135

AUSTENITIC HOLLOW STAINLESS STEEL BEAMS AT ELEVATED TEMPERATURES: EXPERIMENTAL AND NUMERICAL VALIDATION 145

SMOKE FLOW IN SLOPED TUNNELS 155

FINITE ELEMENT ANALYSIS TO MODEL THE FIRE BEHAVIOUR OF MULTILAYER WOOD-BASED SYSTEMS 165

A NEW PROPOSAL FOR ESTIMATING THE TEMPERATURES ON THE STEEL DECK COMPONENTS OF COMPOSITE SLABS UNDER FIRE 172

VELOCIDADES DE EVACUAÇÃO PEDONAL EM CENÁRIO DE INCÊNDIO - CASO DE ESTUDO DE CABANÕES 183

RISCOS PARA A SAÚDE DOS OPERACIONAIS DURANTE O COMBATE A INCÊNDIOS E NECESSIDADES NO APOIO SANITÁRIO EM PORTUGAL 192

CONTRIBUIÇÃO DO COMBATE AOS INCÊNDIOS URBANOS PARA A EXPOSIÇÃO OCUPACIONAL COMO BOMBEIRO 200

NÍVEIS DE PARTÍCULAS RESPIRÁVEIS LIBERTADOS DURANTE FOGOS CONTROLADOS URBANOS 209

FIRE BEHAVIOUR OF MORTARS WITH PORTLAND CEMENT AND RESIDUAL DIATOMACEOUS EARTH 219

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DE PROVETES DE GRANITO SUJEITOS A TEMPERATURAS ELEVADAS 225

SIMULAÇÃO CFD DA DESENFUMAGEM DE UM PARQUE DE ESTACIONAMENTO EM CASO DE INCÊNDIO 230

ANÁLISE DO RISCO DE INCÊNDIO EDIFÍCIO: REMODELADO EM CASTELO BRANCO 237

EVACUAÇÃO DE EDIFÍCIOS – CASO DE ESTUDO DE UM EDIFÍCIO ESCOLAR 245

FLOOD RISK ASSESSMENT OF THE HISTORIC CITY CENTRE OF AVEIRO, PORTUGAL 255

REABILITAÇÃO DE EDIFÍCIOS EM ESTRUTURA METÁLICA DANIFICADOS POR INCÊNDIOS FLORESTAIS 263

SIMULACRO DE INCÊNDIO NUM EDIFÍCIO HOSPITAL – CASO DO HOSPITAL SOBRAL CID, EM COIMBRA 277

ANÁLISE DAS MEDIDAS DE PREVENÇÃO E MITIGAÇÃO DO RISCO DE EXPLOSÃO DE POEIRA NO PROCESSO INDUSTRIAL DE SECAGEM DE RESINAS DE POLICLORETO DE VINILO 287

ANÁLISE ESPECÍFICA DE RISCOS PARA O TÚNEL DE MONTEMOR 296

INCIDENTES/ACIDENTES NO TÚNEL DE MONTEMOR E TROÇOS DE AUTOESTRADA ADJACENTES 307

AVALIAÇÃO PARAMÉTRICA DOS MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NUM CENÁRIO DE INCÊNDIO NA INTERFACE URBANO - FLORESTAL 318

FOREST FIRE EMISSIONS AS A PUBLIC HEALTH BURDEN 328

BIOMARKERS FOR THE SURVEILLANCE OF FIREFIGHTER'S HEALTH 336

POTENCIAL DAS ÁGUAS TERMAIS PARA MELHORAR A SAÚDE RESPIRATÓRIA DOS BOMBEIROS 344

AVALIAÇÃO DA DURABILIDADE DO UHPC APÓS EXPOSIÇÃO A TEMPERATURAS ELEVADAS 353

PROPRIEDADES MECÂNICAS DE BETÕES DE ULTRA-ELEVADO DESEMPENHO (UHPC) APÓS EXPOSIÇÃO A ELEVADAS TEMPERATURAS 361

ÍNDICE REMISSIVO DE AUTORES 371

ATAS DAS JORNADAS

ANACRONISMO DA REGULAMENTAÇÃO DE SCIE PORTUGUESA FACE À DE OUTROS PAÍSES EUROPEUS



Paulo Ramos [*]
Projetista SCIE
ETU Fire Safety
Consultants

SUMÁRIO
A regulamentação portuguesa é muito conservadora quando comparada com a regulamentação de outros países europeus.

PALAVRAS-CHAVE: RT-SCIE; RJ-SCIE; legislação

1. ENQUADRAMENTO DA REGULAMENTAÇÃO PORTUGUESA DE SCIE

Até 2008 a legislação portuguesa de Segurança contra Incêndios em Edifícios (SCIE) era muito dispersa e heterogénea, sendo composta por vários diplomas de diferentes tipologias e detalhe que não cobriam a totalidade das utilizações dos edifícios. Em 2008 foi publicado uma nova regulamentação de SCIE, através Decreto-Lei nº220/2008 de 12 de novembro, da Portaria nº 1532/2008 de 29 de dezembro e do Despacho nº 2074/2009 de 15 de janeiro.

Este quadro regulamentar começou a ser elaborado em 2003, inspirado grandemente na regulamentação francesa da década de 80, vindo a ficar concluída em 2006, sofrendo ajustes jurídicos em 2007 e sendo publicada finalmente em 2008, após um ano sem grandes alterações. Desde então a regulamentação sofreu pequenas alterações, sobretudo por força da Lei nº 123/2019 de 18 de outubro e da Portaria nº 135/2020 de 2 de junho, que se destinaram sobretudo a corrigir gralhas, não introduzindo alterações profundas.

[*] Autor correspondente – ETU Fire Safety Consultants, Portugal email: Paulo.ramos@etu.pt

A regulamentação francesa sofreu alterações profundas em 2005, sendo atualizada e adequada ao século XXI, mas o grupo de trabalho não teve em consideração essas alterações. Assim, a atual regulamentação de SCIE portuguesa foi publicada há quase 15 anos, baseada num modelo legislativo com cerca de quatro décadas.

2. EVOLUÇÃO DA SCIE

Como é natural, em quatro décadas muita coisa mudou na SCIE. Os equipamentos passaram a ser mais fiáveis e sofisticados, com novas valências e capacidades. O conhecimento técnico e científico avançou enormemente, bem como foram criadas ferramentas computacionais de projeto avançadas. Por outro lado, existem novos riscos, como sendo uma carga de incêndio potencialmente mais tóxica devido ao uso cada vez maior de plásticos e polímeros, o aumento de aparelhos elétricos e eletrónicos, os equipamentos com bateria, entre outros. Daqui decorre que uma legislação com uma matriz da década de 80 é potencialmente desadequada à atualidade.

3. COMPARAÇÃO DA REGULAMENTAÇÃO DE SCIE

Como a legislação dos vários países é muito diferente, a única forma eficaz de fazer uma comparação é para casos específicos. Nos capítulos abaixo fazemos algumas comparações.

3.1 Áreas máximas de compartimentação corta-fogo

Exemplo de área máxima de compartimentação corta-fogo para edifícios administrativos:

- Portugal – 1.600 m^2
- França [3] – Sem limite de área (se os pisos estiverem divididos em duas zonas corta-fogo, ambas com acesso direto às VVE e tendo fachadas acessíveis)
- Itália [4]
    - Pisos abaixo dos 12 m de altura - Sem limite
    - Pisos até aos 24 m de altura - 16.000 m^2
    - Pisos até aos 32 m de altura - 8.000 m^2
- Inglaterra (AD B) – Sem limite de área

Constata-se que Portugal é o país mais conservador. Se considerarmos edifícios até 12.000 m^2, vemos que nenhum país tem qualquer limite de área máxima de compartimento de fogo. Ultrapassando essa área, apenas Itália tem este tipo de limite, mas permite áreas 10 vezes superiores às permitidas em Portugal. Constata-se também que o requisito português é alheio a outros fatores que possam agravar o risco, sendo que, por oposição, na regulamentação italiana o requisito da área máxima de compartimento de fogo depende da altura do piso.

3.2 Reação ao fogo dos materiais de revestimento

Exemplo de requisito de reação ao fogo de materiais de revestimentos para locais de risco B em edifícios administrativos:

Quadro 1: Reação ao fogo de materiais de revestimento (espaços administrativos)

País	Tetos	Paredes	Pavimentos
Portugal	A2-s1,d0	A2-s1,d0	CFL-s2
França	B-s3,d0 (D-s3,d0 – 25%)	C-s3,d0	DFL-s2
Itália	Sem requisitos	Sem requisitos	Sem requisitos
Inglaterra	C-s3,d0	C-s3,d0 (D-s3,d2 - 50%)	Sem requisitos

Constata-se que Portugal é o país mais conservador nos três parâmetros comparados (pavimentos, paredes e tetos).

3.3 Distâncias máximas a percorrer

Exemplo das distâncias máximas a percorrer em vias horizontais de evacuação em edifícios escolares:

Quadro 2: Distâncias máximas a percorrer em vias horizontais (edifícios escolares)

País	Em impasse	Com alternativa
Portugal	15	30
França	30	40
Itália	25	60
Inglaterra	22	55

Constata-se que Portugal é o país mais conservador, seja nas distâncias a percorrer em impasse ou com alternativa de fuga. No que diz respeito à distância em impasse há países em que se permite o dobro da distância possível em Portugal (caso da França) e no que concerne à distância com alternativa de fuga também há países em que se permite o dobro da distância permitida em Portugal (caso de Itália).

3.4 Largura mínima das vias de evacuação

Exemplo das larguras mínimas das vias de evacuação horizontais ou saídas de emergência em edifícios escolares em função do efetivo que usa a via ou saída:

Quadro 3: Largura mínima das vias (m) em função do efetivo (edifícios escolares)

País	Até 50	51 a 100 (1)	101 a 200 (2)	Mais de 201
Portugal	0,90	1,40	1,80	0,60 por cada100 pessoas + 0,60
França	0,90	1,40	1,80	0,60 por cada100 pessoas + 0,60
Itália	0,90	0,90	0,90	3,8 mm por cada ocupante (3)
Inglaterra	0,75	0,85	1,05	5 mm por cada ocupante

Notas:
(1) No Regulamento Inglês a transição do requisito faz-se nas 110 pessoas e não nas 100
(2) No Regulamento Inglês a transição do requisito faz-se nas 220 pessoas e não nas 200
(3) No Regulamento italiano até 237 pessoas a largura mantem-se em 0,90 m

Constata-se que Portugal, a par de França, são os países mais conservadores. Para efetivos superiores a 200 pessoas, constata-se que as larguras mínimas exigidas em Portugal são mais do dobro das que são exigidas em Itália ou Inglaterra.

4. FATORES QUE AFETAM A REGULAMENTAÇÃO

Os princípios que estão na base da Segurança Contra Incêndio, podem ser universais ou afetados por fatores regionais.

Entre os aspetos universais, temos por exemplo a química do fogo e a termodinâmica. De forma similar, as regras que regem a velocidade de deslocação em função da largura das vias, sua inclinação e densidade de ocupantes também são as mesmas em qualquer parte do mundo, podendo, no entanto, haver variações regionais, quer em função da maior ou menor dimensão em planta da população (dado que afeta a densidade da via expressa em m^2/m^2), quer em função do perfil demográfico. Em todo o caso, estas diferenças não têm um impacto determinante no tempo total de evacuação.

Entre os aspetos regionais podemos destacar fatores decorrentes da construção (métodos construtivos, materiais de revestimento) e fatores comportamentais. No que concerne às questões construtivas não se encontra diferenças significativas entre os países, tendo todos eles uma arquitetura baseada em estruturas de betão, podendo os pilares e vigas serem metálicos, com paredes em alvenaria ou eventualmente em sistemas construtivos mais ligeiros (tipo gesso cartonado) mas que respondem aos requisitos de compartimentação exigíveis.

Pelo exposto nos parágrafos anteriores, o grande fator diferenciador são os aspetos comportamentais, nomeadamente cultura de segurança (que afeta toda a prevenção) e reação ao alarme. Mesmo que consideremos que em Portugal a população em geral tem uma grande falta de cultura de segurança, é discutível que para compensar tal falta de segurança sejam necessárias medidas tão mais gravosas que nos demais países.

5. CONCLUSÕES

A regulamentação de SCIE portuguesa é muito conservadora e restritiva quando comparada com a legislação de outros países europeus, o que tem forte impacto no custo de construção (com consequências para a economia) e condiciona o uso dos espaços. Não se encontra nenhum motivo objetivo e razoável que justifique que a nossa regulamentação seja tão mais gravosa que as demais. Urge atualizar a regulamentação portuguesa face à do resto da Europa.

REFERÊNCIAS

[1] Decreto-Lei nº220/2008 de 12 de novembro, 2008
[2] Portaria nº 1532/2008 de 29 de dezembro, 2008
[3] Règlement ERP - Livre II - Titre I - Dispositions générales, 2006
[4] Norme tecniche di prevenzione incendi, 20019
[5] Fire Safety - Approved Document B, 2000

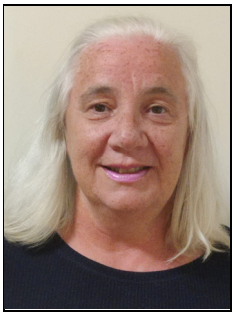
ESTUDO DE CASO DE PROJETO DE SCIE BASEADO NO DESEMPENHO DE UM EDIFÍCIO ADMINISTRATIVO



Paulo Ramos *
Projetista SCIE
ETU Fire Safety
Consultants



Bruno Lopes
Projetista SCIE
ETU Fire Safety
Consultants



Ana Barbas
Projetista SCIE
ETU Fire Safety
Consultants

SUMÁRIO
Num projeto de SCIE de um edifício de escritórios com estacionamento, com um programa funcional em que não era viável cumprir na íntegra o RT-SCIE, optou-se por uma abordagem pelo desempenho (*performance-based design* ou PBD no acrónimo inglês), enquadrando-se o projeto ao abrigo do artigo 14.º do RJ-SCIE (Perigosidade Atípica). O projeto foi suportado por simulações informáticas de incêndio e de evacuação, permitindo demonstrar a eficácia das medidas adotadas.

PALAVRAS-CHAVE: SCIE; PBD; projeto baseado no desempenho

1. INTRODUÇÃO

Um cliente corporativo pretendia construir um edifício administrativo de grande modernidade, com elevados padrões de conforto e ambientais, tendo contratado uma equipa de arquitetos inglesa para fazer o projeto de arquitetura. Cedo se apercebeu que a regulamentação de SCIE portuguesa criava grandes espartilhos à imagem arquitetónica e à flexibilidade dos espaços que se pretendia, tendo-se optado por uma abordagem de projeto baseado no desempenho.

Trata-se de um edifício de planta aproximadamente trapezoidal com cerca de 94 por 94 m, tendo 14 pisos, dos quais 3 ao nível do plano de referência e 4 abaixo do plano de referência, classificando-se de grande altura. A construção tem cerca de 45.000 m^2 de escritórios (UT III) e cerca de 20.000 m^2 de estacionamento (UT II). O efetivo total é de cerca de 5.000 pessoas.

* Autor correspondente – ETU Fire Safety Consultants, Portugal email: Paulo.ramos@etu.pt

2. ENQUADRAMENTO REGULAMENTAR

Uma vez que se trata de uma construção nova, o projeto foi enquadrado no âmbito da "Perigosidade Atípica" prevista no RJ-SCIE [1], sendo referidas em projeto as seguintes desconformidades face ao RT-SCIE [2]:

- Distância mínima entre vãos de fachada sobrepostos e diedros entre compartimentos corta-fogo distintos.
- Área máxima de compartimentação corta-fogo.
- Reação ao fogo dos materiais de revestimento dos locais de risco B.
- Algumas disposições específicas de controlo de fumo.

3. PROJETO DE SCIE

O projeto de SCIE foi desenvolvido com base em ferramentas avançadas de projeto, nomeadamente:

- Analise probabilística de incêndios, usando a metodologia da BS 7974-7.
- Simulações de incêndio de modelo de zona (CFast) e de dinâmica de fluídos (Ansys Fluent).
- Simulações de evacuação através de software de elementos (PathFinder).

Com base nessa metodologia foram adotadas as seguintes medidas de SCIE que estão acima dos requisitos do RT-SCIE:

- Otimização do tempo de evacuação através da sequenciação de alarmes.
- Adoção de controlo de fumo nos espaços administrativos.
- Dimensionamento do controlo de fumo de acordo com a normativa europeia.
- Rede de sprinklers de resposta rápida.
- Cortina de água húmida nas fachadas.
- Aumento de redundância do grupo hidropressor, com bombas dedicadas a diferentes sistemas e diferentes patamares de pressão.

Foi ainda efetuado o estudo da resistência ao fogo dos elementos estruturais, tendo em consideração a ação dos sprinklers, de forma a otimizar os sistemas de proteção passiva.

4. DESCONFORMIDADES E MEDIDAS COMPENSATÓRIAS

4.1 Fachadas

As disposições regulamentares do RT-SCIE relativas a conter a propagação de incêndios pelo exterior assentam essencialmente na resistência ao fogo dos seus materiais e na distância entre vãos, quer vertical (mínimo 1,1 m) quer horizontal (1 m ou 1,5 m, consoante o ângulo do diedro for maior ou menor que 110º). Trata-se de uma cópia do modelo de regulamentação francesa, mas que, ao contrário do referencial em causa, não considera o efeito benéfico dos sprinklers.

O projeto teve por base investigação sobre a temperatura de quebra de vidros desenvolvida por Babrauskas [3], considerando que para os vidros previstos para o edifício (vidro duplo laminado), a quebra só ocorreria a temperaturas superiores a 600ºC. Considerou-se ainda a investigação desenvolvida por Wojciech [4] relativa ao uso de sprinklers para proteção de fachadas. Assim adotou-se uma solução conjugando dois sistemas distintos, que funcionam de forma em certa medida redundante:

- Adoção de um sistema de extinção automática nos espaços, com sprinklers de resposta rápida; como estes sprinklers têm uma atuação mais precoce que os sprinklers convencionais, o pico da temperatura atingida é menor.
- Instalação de um sistema de cortina de água nas fachadas, pelo lado interior; este sistema é alimentado por circuitos hidráulicos totalmente independentes da rede de extinção, sendo um sistema húmido, também de resposta rápida; a rede prevê um sprinklers por cada painel de vidro, a eixo deste, a uma distância inferior a 0,5 m da fachada, de forma a assegurar uma irrigação adequada do vidro, sem o efeito de "sombra" causado pela caixilharia.

Estes sistemas asseguram, individualmente ou coletivamente, que o vidro não alcançará uma temperatura de quebra, não podendo dar-se assim a propagação do incêndio através da fachada.

4.2 Área máxima de compartimentação do estacionamento

O RT-SCIE prevê que os estacionamentos em cave tenham uma área máxima de compartimento de fogo de 3.200 m^2 e que o controlo de fumo se faça com base em sistemas convencionais de varrimento, com condutas. Todavia a norma portuguesa NP 4540-2015, desenvolvida grandemente pelo LNEC, aponta que os parques podem-se tornar mais seguros e facilitar a operação de combate dos bombeiros se as áreas de compartimento de fogo forem substancialmente maiores, mas sendo o parque dotado de sistema de controlo de fumo por ventiladores de impulso.

O projeto de SCIE e o de desenfumagem foram desenvolvidos conforme os requisitos dessa norma, sendo o parque dotado de um sistema de controlo de fumo com extração mecânica, admissão passiva e ventiladores de impulso para assegurar um adequado varrimento. Foram efetuadas simulações informáticas de dinâmica de fluídos (*computational fluid dynamics* ou CFD no acrónimo inglês) com o software Ansys - Fluent desenvolvido pela Ansys, Inc, demonstrando assim a eficácia do sistema. Esta simulação foi desenvolvida pela equipa projetista de AVAC, responsável pelo projeto de execução do sistema de desenfumagem (Prom&e).

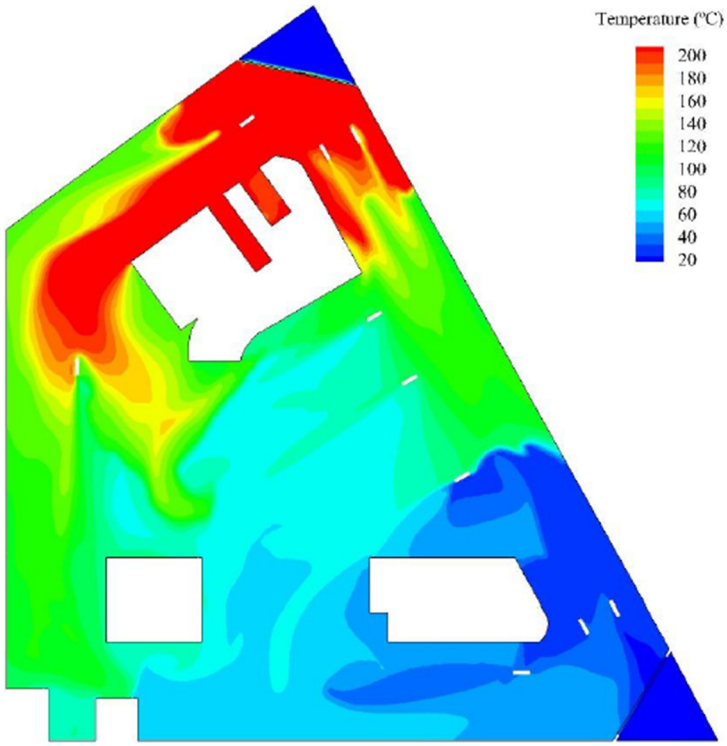


Figura 1: Imagem da simulação CFD, mostrando-se a temperatura dos gases a 2 m do chão, decorridos 20 minutos de incêndio

4.3 Área máxima de compartimentação dos espaços administrativos

O RT-SCIE prevê que os espaços administrativos (UT III) tenham uma área máxima de compartimento de fogo de 1.600 m^2, pretendendo o dono de obra ter áreas maiores, mais próximas daquilo que é prática corrente noutros países da Europa. O limite de área de compartimento de fogo prende-se com vários fatores, havendo para cada um medidas alternativas como se sintetiza na tabela abaixo.

Quadro 1: Identificação do quadro 1

Fator a considerar	Solução alternativa
Limitar a carga de incêndio de forma a diminuir a ação térmica do incêndio	Usar sistemas de extinção que consigam manter o incêndio confinado e com baixo desenvolvimento térmico
Assegurar a evacuação segura dos ocupantes (limitar a área implicitamente limita o número máximo de pessoas expostas, mas também a distância a percorrer até estar num compartimento de fogo distinto)	Usar controlo de fumo (não obrigatório no caso em particular)

Assim foram previstos nos espaços administrativos os seguintes sistemas:

- Adoção de um sistema de extinção automática nos espaços, com sprinklers de resposta rápida; o projeto foi feito de acordo com a norma EN 12845:2015, sendo adicionalmente cumprido o disposto no seu Anexo F (fiabilidade melhorada).
- Sistema de controlo de fumo com extração ativa.

Para verificar a eficácia do sistema de controlo de fumo foi feita uma simulação de incêndios recorrendo ao software CFAST – Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport (Version 7), do NIST - National Institute of Standards and Technology (US).

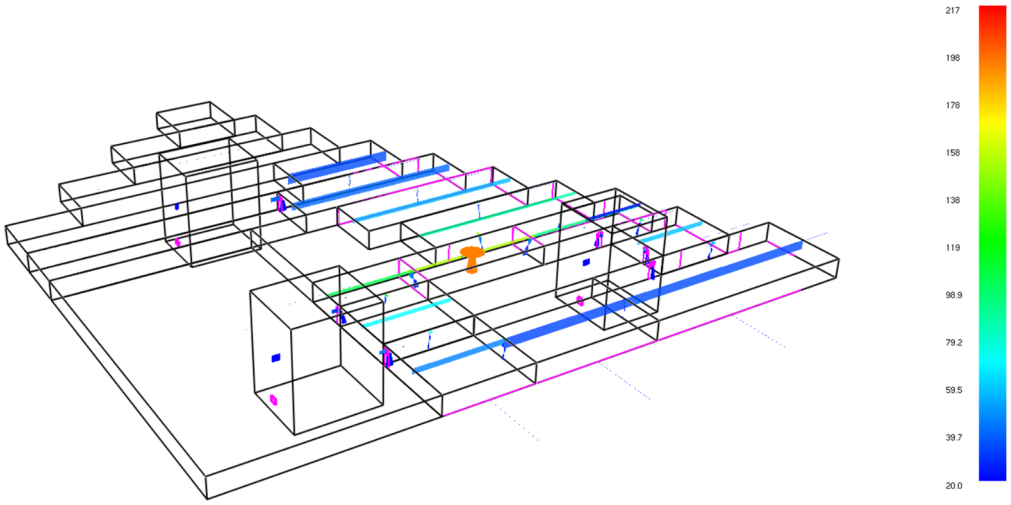


Figura 2: Imagem da simulação do CFAST, mostrando-se uma visualização 3D da altura da camada de fumo e respetiva temperatura

Para verificar a exposição dos ocupantes ao incêndio, entendeu-se fazer a simulação de uma evacuação para todo o edifício, recorrendo ao programa de simulação de evacuação Pathfinder, versão 2020.2.0527, da Thunderhead Engineering (EUA).

Esta simulação permitiu ainda otimizar o tempo de evacuação do edifício, através da matriz de comando, fazendo uma sequenciação de alarmes de forma a evitar densidades de ocupantes elevadas nas vias de evacuação. Com uma matriz de incêndios normal (sem sequenciação de alarmes) uma evacuação total do edifício requer um pouco mais de meia hora. Com a sequenciação de alarmes. Conseguiu-se reduzir o tempo de evacuação para menos de metade.

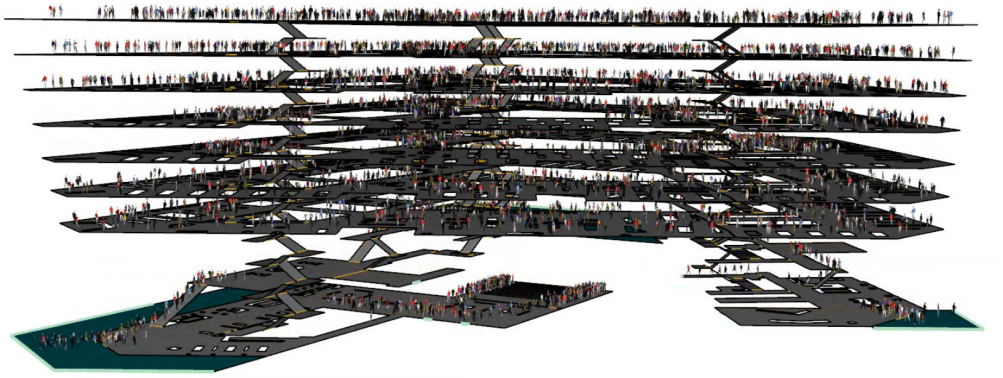


Figura 3: Imagem da simulação de evacuação com Pathfinder, mostrando-se uma visualização 3D no início da evacuação, com o edifício na máxima ocupação.

4.4 Reação ao fogo dos materiais de revestimento dos locais de risco B

As disposições do RT-SCIE de reação ao fogo para locais de risco B, nomeadamente para as paredes e tetos (A2-s1,d0) limitam muito a escolha de materiais, dificultando o cumprimento de outra regulamentação, vital para a exploração, nomeadamente a de acústica e de térmica. Basta uma ligeira flexibilização para B-s1,d0, para que já seja possível cumprir essa regulamentação. A diferença entre um material A2-s1,d0 e um B-s1,d0 é essencialmente de carga de incêndio, dado que a produção de fumo (parâmetro s) e de libertação de partículas ou goras inflamadas (d0) é idêntica. Assim foram adotadas as seguintes estratégias:

- Compensar os desvios regulamentares de uns materiais, com outros mais gravosos; por exemplo a exigência para pavimentos no caso particular é C_{fl}-s1 e adotaram-se materiais B_{fl}-s1.
- Instalação de um sistema de extinção com sprinklers de resposta rápida.

4.5 Disposições específicas de controlo de fumo

Algumas disposições específicas de controlo de fumo do RT-SCIE não consideram as características de sistemas de ventiladores de impulso. O RT-SCIE prevê que deva haver uma boca de extração de fumo por cada 320 m^2 e que a distância máxima entre uma boca de extração e qualquer ponto no espaço seja inferior a 7 vezes o pé-direito, que são disposições que fazem sentido num escoamento de fumo laminar.

Todavia, o controlo de fumo por ventiladores de impulso é um regime de escoamento turbulento, pelo que estes requisitos são um contrassenso face ao princípio de funcionamento dos ventiladores de impulso. Como se referiu anteriormente, o projeto seguiu os requisitos da norma NP 4540:2015 e foi suportada por simulação de incêndios.

4.6 PARECERES DAS ENTIDADES EXTERNAS

Foram solicitados pareceres ao LNEC relativamente às soluções previstas como mitigação da compartimentação corta-fogo e soluções de fachada. Esta entidade deu parecer positivo, referindo que as soluções de projeto, apesar de não cumprirem os requisitos do RT-SCIE, apresentavam níveis de segurança superiores a estes.

O projeto foi submetido à apreciação da ANEPC, que deu parecer favorável.

5. CONCLUSÕES

A abordagem pelo desempenho do projeto de SCIE permitiu dar grande liberdade conceptual à Arquitetura, desenvolvendo um projeto arrojado, que de outra forma não seria possível face aos constrangimentos do RT-SCIE. Demonstrou-se através de ferramentas de projeto avançado e pareceres externos que as soluções de SCIE eram de grande eficácia, acima dos padrões da nossa regulamentação, o que foi comprovado pelo LNEC. Não obstante, as soluções adotadas permitiram grande otimização, não acarretando um acréscimo de custo da construção, tendo o projeto sido aprovado pela ANEPC.

REFERÊNCIAS

[1] Decreto-Lei nº220/2008 de 12 de novembro, 2008
[2] Portaria nº 1532/2008 de 29 de dezembro, 2008
[3] BABRAUSKAS, *Vytenis. Glass breakage in fires*; 2016, Fire Science and Technology Inc.
[4] WĘGRZYŃSKIA, Wojciech et al. *Experimental investigation into fire behaviour of glazed façades with pendant type sprinklers*; 2020, Fire Safety Journal
[5] NP 4540:2015 Sistemas de ventilação de impulso em parques de estacionamento cobertos não compartimentados

MEDIDAS DE AUTOPROTEÇÃO E INCÊNDIOS FLORESTAIS – A AUSÊNCIA DE REQUISITOS ESPECÍFICOS DO CÓDIGO NO REGULAMENTO PORTUGUÊS



Paulo Ramos [*]
Projetista SCIE
ETU Fire Safety
Consultants



Vilarim Reis
Projetista SCIE
Engivillart



Carolina Martins
Projetista SCIE
ETU Fire Safety
Consultants

SUMÁRIO
As medidas de autoproteção (MAP) são uma componente fundamental da segurança contra incêndios (SCI), quer em edifícios, quer em fogos rurais/ florestais, bem como no interface urbano-florestal (IUF). O objetivo deste artigo é identificar e quantificar a incidência das Medidas de Autoproteção na regulamentação portuguesa, através de uma análise quantitativa, comparando a regulamentação de edifícios com a de fogos rurais/ florestais. Foi verificado que embora essa temática seja devidamente tratada na regulamentação de edifícios, é abordada de forma muito incipiente na legislação relativa aos fogos rurais/ florestais. Como contributo, propõem-se a inclusão de parâmetros mínimos de Medidas de Autoproteção na legislação de fogos rurais/ florestais, que inclua o interface urbano-florestal.

PALAVRAS-CHAVE: medidas de autoproteção; incêndio florestal; legislação; SCIE; MAP

1. A IMPORTÂNCIA DAS MEDIDAS DE AUTOPROTEÇÃO NA SEGURANÇA CONTRA INCÊNDIOS

A publicação do Decreto-Lei 220/2008 de 12 de novembro e da Portaria 1532/2008 em 29 de dezembro de 2008, que entraram em vigor em 1 de janeiro de 2009, doravante RJ-SCIE e RT-SCIE, vieram trazer uma alteração estrutural e substancial da regulamentação nacional de segurança contra incêndio em edifícios (SCIE). Recorda-se que a regulamentação de SCIE

[*] Autor correspondente – ETU Fire Safety Consultants, Portugal email: Paulo.ramos@etu.pt

estava dispersa por diversos diplomas (nove Decretos-Lei, um Decreto regulamentar, cinco Portarias e uma Resolução de Conselho de Ministros), com aspetos heterogéneos entre si.

Com o presente quadro regulamentar, a legislação de segurança contra incêndios em edifícios veio uniformizar requisitos e alargar o âmbito da sua aplicação, como por exemplo, incluir a generalidade das utilizações-tipo. Trouxe também uma nova relevância às MAPs que até à data eram enquadrados por diplomas com menor peso jurídico.

A segurança contra incêndios em edifícios assenta em três pilares:

- Proteção passiva contra incêndio, associada ao edifício propriamente dito, como a resistência estrutural ao fogo, a compartimentação, a reação ao fogo dos revestimentos, as vias de evacuação, as vias exteriores/ acessibilidades, etc.
- Proteção ativa contra incêndios, referente aos sistemas de segurança, como a sinalização, iluminação de emergência, deteção de incêndios e gases, controlo de fumos, extinção manual e automática, etc.
- Medidas de Autoproteção, que diz respeito aos meios humanos, compreendendo a organização de segurança, a constituição de uma equipa de segurança, a formação, simulacros, para garantir uma primeira intervenção rápida sobre o "incêndio nascente" e a manutenção das condições de segurança, com vista a garantir a operacionalidade das medidas ativas e passivas, uma prevenção programada.

A SCIE não depende somente de um bom projeto e da boa execução deste projeto na fase de execução do edifício. No exemplo abaixo mostram-se um projeto de SCIE de um edifício de armazém e administrativo. O projeto e a obra foram corretamente executados, mas o edifício não teve manutenção adequada dos equipamentos de SCIE.

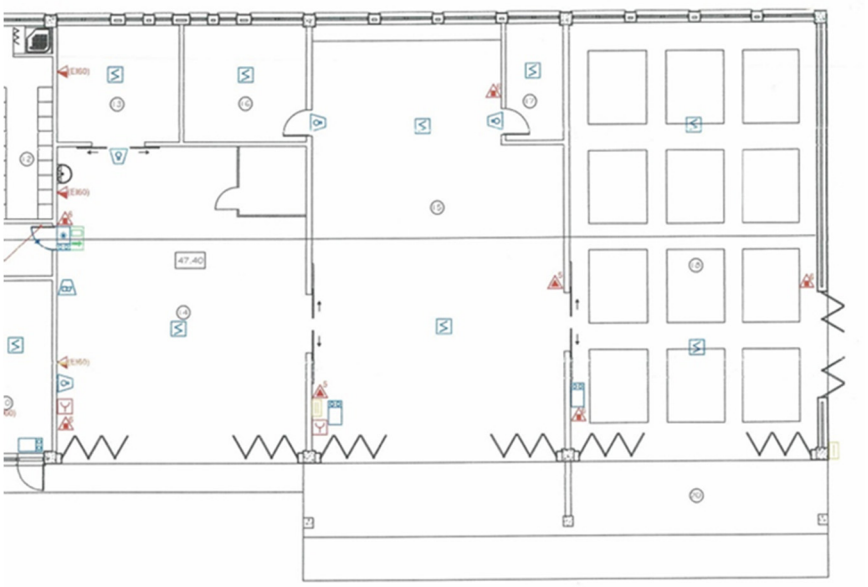


Figura 1: Planta de um projeto de SCIE, que cumpre os requisitos regulamentares.

Ocorreu um incêndio localizado, que facilmente poderia ser debelado na fase inicial. No entanto, devido à inoperacionalidade dos sistemas de SCIE, o incêndio assumiu grandes proporções, destruindo o edifício.



Figura 2: Foto do edifício totalmente destruído pelo fogo

O exemplo anterior demonstra que as Medidas de Autoproteção (MAP) assumem um papel vital, pois sem ela os meios passivos e ativos podem tornar-se inúteis. As medidas passivas e ativas podem ser postas em causa por ação ou inação humana, como por exemplo:

- Bloquear uma porta corta-fogo com cunha, que irá comprometer a compartimentação do edifício.
- Não efetuar a manutenção dos equipamentos de segurança não podendo contar com os extintores por estarem inoperacionais.
- Desconhecer onde é realizado o corte de energia do edifício.
- Desconhecimento da organização de segurança, nomeadamente de quem é a função de chamar os meios de socorro ou onde é o ponto de encontro.

Visto dessa forma, as Medidas de Autoproteção (MAPs) são essenciais para a implementação dos meios ativos e passivos de segurança. Os principais objetivos das MAPs são:

- A organização de segurança.
- A manutenção das condições de segurança.
- A formação e treino na operação dos meios de segurança.

Na vertente dos incêndios rurais/florestais percebe-se a importância da Medidas de Autoproteção de forma análoga à da regulamentação de SCIE, tanto na prevenção como em contexto de emergência.

No que concerne à prevenção, o controle das fontes de ignição está muito dependente do comportamento humano no dia-a-dia. São disso exemplo, no caso de incêndios rurais/ florestais, as ignições por beatas, o uso de grelhadores sem os devidos cuidados, a queima negligente de materiais sobrantes de agricultura/ jardinagem ou a realização de trabalhos a quente próximo de vegetação seca.

De igual forma, no que diz respeito à emergência, a eficácia dos meios de proteção passiva e ativa dependem grandemente dos meios humano. São disso exemplo, no caso de incêndios rurais/ florestais, a manutenção das faixas de gestão de combustível, a limpeza geral da carga de incêndio florestal sobrante (por exemplo após o abate de árvores), manter desimpedidas e em bom estado de conservação as vias secundárias e terciárias de acesso (para permitir a rápida circulação de brigadas de intervenção e dos meios de socorro externo), a manutenção dos equipamentos de primeira intervenção (extintores portáteis, material sapador, bombas de água e respetivas mangueiras, etc.) e ainda a manutenção dos equipamentos de proteção individual, vulgo EPIs (máscaras, capacetes, cogulas, vestuário de proteção térmica, botas, luvas, etc.). No que concerne aos meios de primeira intervenção, assume um papel crítico que as pessoas que os irão usar tenham a devida formação teórica e prática, devidamente alicerçada em treino regular através de simulacros.

Na segurança contra incêndios rurais/ florestais, existe menor variedade de meios de proteção passiva e ativa do que nos incêndios urbanos, pelo que as MAP se tornam ainda mais relevantes. No entanto, na legislação de incêndios florestais portuguesa, as MAP são mencionadas de forma muito incipiente, sem requisitos precisos.

2. ANÁLISE REGULAMENTAR

Foi efetuada uma análise comparativa entre a legislação de incêndios em edifícios, nomeadamente o RJ-SCIE [3], o RT-SCIE [4] e o Despacho [5], com a legislação relativa a incêndios rurais/ florestais [1][2], para quantificar o quão profundamente este assunto é descrito em ambos os quadros legais.

2.1 Regulamentação de incêndios em edifícios

O RJ-SCIE, que estabelece o regime jurídico da segurança contra incêndios em edifícios, tem 38 artigos, dos quais 3 totalmente dedicados às MAP (artigos 20.º, 21.º e 22.º). Existem ainda artigos com referências alargadas às MAPs, nomeadamente os artigos 6.º (responsabilidade), 15.º-A (quem pode elaborar), 19.º (inspeções) e 25.º (coimas).

O RT-SCIE (Regulamento Técnico de SCIE), tem 309 artigos, tendo um capítulo com 15 artigos (TÍTULO VII, artigos 193.º a 207.º) totalmente dedicado às MAPs. No TÍTULO VIII, relativos às medidas específicas para algumas utilizações-tipo (UTs) existem 6 artigos exclusivamente dedicados às MAPs (artigos 237.º, 255.º, 278.º, 288.º, 295.º e 299.º). O conjunto destes 21 artigos e algumas referências dispersas corresponde a cerca de 10% do total do texto do diploma.

O Despacho [5], que de acordo com o sumário do mesmo documento, compreende os: "*Requisitos para adoção de medidas de proteção relativas à resistência do edifício à passagem do fogo, a constar em ficha de segurança ou projeto de especialidade no âmbito do RJ-SCIE*", apenas faz uma referência marginal às MAP.

No conjunto destes diplomas são definidos nomeadamente os seguintes aspetos:

- De quem é a responsabilidade de implementar as MAPs.

- Quem pode elaborar as MAPs.
- A obrigatoriedade de submeter à apreciação da entidade licenciadora.
- A obrigatoriedade de fiscalização através de inspeções regulares.
- Quem pode executar trabalhos de manutenção ou reparação dos equipamentos de segurança.
- Um enquadramento contraordenacional, prevendo coimas e sanções acessórias.
- Complexidade das MAPs em função do risco do edifício (procedimentos ou planos a desenvolver e implementar).
- Organização de segurança a adotar, nomeadamente quanto à necessidade de criar uma equipa de segurança.
- Necessidade de formação, seja de ações de sensibilização para a generalidade dos ocupantes dos edifícios, seja de formação específica para a equipa de segurança.
- Necessidade de realização de simulacros.

A legislação estabelece assim, aquilo que são os meios humanos mínimos a envolver na segurança contra incêndios dos edifícios, tendo presente a adequação às condições reais de exploração e de acordo com utilização-tipo em causa e respetiva categoria de risco. Existe ainda liberdade para que o técnico estabeleça medidas mais exigentes ou adicionais, não só para colmatar deficiências passivas ou ativas do edifício, bem como as que possam fazer face a outro tipo de emergências, como sendo um sismo ou fugas de gás (entre outros).

Os requisitos relativos às MAPs constantes no RJ-SCIE e RT-SCIE é enquadrado nos objetivos gerais da segurança contra incêndios em edifícios, que são:

- A salvaguarda da vida humana.
- A proteção do património.
- A preservação do meio ambiente.

Nesse sentido, verifica-se que as definições regulamentares para as Medidas de Autoproteção acompanham os objetivos gerais definidos, seguindo uma lógica estruturada com enquadramento jurídico claro.

2.2 Regulamentação de incêndios rurais/ florestais

O Anexo do DL n.º 124/2006 [1], que ainda se mantém em vigor, não tem qualquer referência à autoproteção.

O DL n. º 82/2021 [2], que estabelece o Sistema de Gestão Integrada de Fogos Rurais (SGIFR) tem 81 artigos, não havendo nenhum artigo específico sobre autoproteção. A autoproteção é referida por cinco vezes, uma das quais no preambulo, portanto sem valor regulamentar. As outras referências (artigos 4.º, 17.º, 21.º e 22.º) são meramente de intenções, com uma ou duas linhas de texto cada, não tendo qualquer requisito técnico específico. As referências às MAP consistem em cerca de 0,005% do texto do diploma (10 linhas em mais de 2000).

O SGIFR tem os seguintes objetivos:

- Segurança e salvaguarda das pessoas e animais.
- Segurança e salvaguarda de bens em áreas edificadas ou não.

- Promover a mudança de comportamentos.
- Adoção de medidas de autoproteção.
- Adoção de medidas de maior resistência do edificado.
- Gestão do fogo rural, orientada para a defesa e fomento do valor dos territórios rurais.

Todavia no conjunto desses diplomas relativos aos incêndios rurais/ florestais não são estabelecidos quaisquer requisitos específicos relativos às Medidas de Autoproteção, nem se remetendo tal definição para outros diplomas ou documentos normativos. Ou seja, não são definidos objetivos, responsabilidades, formas de avaliação ou aprovação, ou mesmo obrigatoriedades do que quer que seja no que concerne às MAP. Assim, em última análise, a eficácia das várias medidas previstas no diploma pode ficar seriamente comprometida por ação ou inação humanas.

3. CONCLUSÕES

As MAPs são fundamentais para as manutenções das condições de segurança, seja em edifícios, seja em fogos rurais/ florestais. O comportamento humano, a manutenção dos meios de segurança e o conhecimento da sua forma de operação assumem aqui papéis críticos. No caso dos fogos rurais/florestais em que os meios ativos e passivos são menos expressivos que nos incêndios urbanos, as MAP assumem ainda maior importância.

A análise da regulamentação de incêndios em urbanos mostra que esta temática está tratada de forma estruturada e com o detalhe necessário, tendo um enquadramento jurídico sólido, não deixando margem para dúvidas quanto à sua obrigatoriedade legal. O desenvolvimento e implementação das MAP têm inequivocamente “força de lei”.

Na regulamentação de fogos rurais/ florestais esta matéria é referida de forma tão lateral que se pode dizer que é uma temática negligenciada pelo legislador. Não há definições claras, mas apenas enunciação de intenções. Não existe um enquadramento jurídico sólido, definindo responsabilidades e contraordenações, pelo que não existe uma efetiva obrigatoriedade do desenvolvimento e implementação de MAPs.

Essa lacuna regulamentar faz com que procedimentos já previstos e razoavelmente consolidados para os edifícios sejam desconhecidos nos meios rurais/ florestais, não sendo postos em prática, nomeadamente:

- Adoção de comportamentos responsáveis que evitem ignições.
- Conhecimento das medidas de prevenção.
- Conhecimento das medidas a tomar em caso de emergência.

Esta lacuna regulamentar pode comprometer o cumprimento dos objetivos estabelecidos para o SGIFR, de salvaguarda das pessoas, animais e bens. De igual forma não permitirá a pretendida mudança de comportamentos pelo que, em última análise, dificultará de forma séria a adoção de medidas de maior resistência do edificado.

4. RECOMENDAÇÕES

Existe claramente muito trabalho a ser feito na área das MAP na regulamentação contra incêndios rurais/ florestais. A legislação deveria ser revista de forma a abordar este tema com a importância que ele merece.

A regulamentação de incêndios urbanos poderá ser usada como referencial da forma de abordar esta temática, com as devidas adaptações à realidade totalmente diferente dos fogos rurais/ florestais. A regulamentação de fogos rurais/florestais deveria pelo menos referir o seguinte relativamente às MAPs:

- Sua obrigatoriedade e respetivo enquadramento contraordenacional.
- Atribuição de responsabilidade (quem tem que as implementar, quem tem que as aprovar e fiscalizar).
- Quem as pode desenvolver.
- O que devem abordar e quais os meios que devem envolver, em função do risco.

Idealmente as MAP para proteção do edifício e para proteção relativamente a fogos rurais/ florestais deverá ser um documento uno, de forma a tratar de forma adequada e integrada os fogos de interface urbano-florestais (IUF). Nesse sentido, o seu enquadramento regulamentar, mesmo que em diplomas distintos, deverá permitir e assegurar essa integração, nomeadamente:

- Permitir que as entidades tenham uma estrutura organizativa comum, com ambas as valências (edifícios e florestais/ rurais), sem duplicação de meios.
- Ter entidade licenciadora e de fiscalização comum.

REFERÊNCIAS

[1] Decreto-Lei n. º 124/2006, de 28 de junho, que estabelece as medidas e ações a desenvolver no âmbito do Sistema Nacional de Defesa da Floresta contra Incêndios, na sua versão mais recente, mantendo-se ainda em vigor o seu Anexo

[2] Decreto-Lei n. º 82/2021, de 13 de outubro, que estabelece o Sistema de Gestão Integrada de Fogos Rurais (SGIFR) no território continental e define as suas regras de funcionamento, com a redação que lhe foi dada pelo Decreto-Lei n.º 49/2022, de 19 de julho

[3] Decreto-Lei n.º 220/2008 de 12 de novembro, que estabelece o regime jurídico da segurança contra incêndios em edifícios

[4] Portaria n.º 1532/2008 de 29 de dezembro, que aprova o Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios (SCIE)

[5] Despacho n.º 8591/2022, de 13 de julho, que estabelece os requisitos para adoção de medidas de proteção relativas à resistência do edifício à passagem do fogo, a constar em ficha de segurança ou projeto de especialidade no âmbito do Regime Jurídico de Segurança contra Incêndio em Edifícios, com a redação que lhe foi dada pela Declaração de Retificação n.º 723/2022, de 18 de agosto

PERFIS EM ALUMÍNIO COM E SEM PROTEÇÃO AO FOGO: COMPARAÇÃO ENTRE O MÉTODO SIMPLIFICADO E NUMÉRICO



Bruna M.S. Costa [*]
Mestre
DEM, ISEP, Porto



Elza M.M. Fonseca
Professor
DEM, ISEP, Porto

SUMÁRIO
Nas estruturas de alumínio sob a ação do fogo, o risco de perda das propriedades do material é elevado podendo originar o colapso da estrutura. Assim, torna-se fundamental a análise térmica destas estruturas com ou sem efeito de proteção para a garantia da segurança. As placas de gesso e a lã de rocha são as soluções adotadas para a proteção das estruturas em alumínio no presente estudo. O cálculo da variação da temperatura em regime transiente, da secção transversal da gama de perfis em estudo, é efetuado através do método simplificado proposto pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 e pelo método de elementos finitos. Os métodos de cálculo revelaram-se concordantes para o caso dos perfis não protegidos, apresentando divergências no estudo dos perfis protegidos. Como solução de projeto apresenta-se o reajuste necessário à equação de cálculo do fator de massividade no estudo de perfis protegidos.

PALAVRAS-CHAVE: Proteção; Fogo; Perfis em Alumínio; Fator de Massividade.

1. INTRODUÇÃO

A utilização de ligas de alumínio como um material estrutural, tem aumentado nos últimos anos. Cerca de 25% da produção deste material é utilizada no setor da construção, isto porque permite a obtenção de perfis com secção complexa através do processo de extrusão, não sendo essas geometrias possíveis em outros materiais estruturais.

Na década de 90, realizaram-se na Europa e no Reino Unido vários estudos sobre estruturas em situação de incêndio. Nomeadamente, em setembro de 1996, completou-se no Reino Unido, no

[*] Autor correspondente – Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Instituto Politécnico do Porto. Rua Dr. Bernardino de Almeida, nº 431, 4200-072 Porto. PORTUGAL. e-mail: 1170853@isep.ipp.pt

"Cardington Laboratory of the Building Research Establishment", uma série de testes à escala real em edifícios contruídos com diversos materiais [1-3]. O facto de submeterem estes edifícios à ação natural do fogo permitiu recolher dados para aplicação em programas computacionais, permitindo evoluir e melhorar o projeto de estruturas sob a ação de incêndio. A verdade, é que, após a realização destes testes, a comunidade científica obteve uma evolução nas normas e regulamentos de segurança contra incêndio [2-3].

Entre os anos 2006 e 2009, na Holanda, foram realizados estudos em estruturas de alumínio expostas ao fogo [3-4]. Estes estudos foram realizados de forma distinta, um teve como princípio um modelo tradicional e o outro como base o modelo *Fire Safety Engineering*. O último método revelou-se o mais eficaz e aproximado da realidade, uma vez que aplicou o método de elementos finitos, enquanto o anterior aplicou equações simplificadas, baseadas na transferência de calor. Concluíram que em materiais como o alumínio, sensíveis à exposição do fogo, torna-se importante uma aproximação mais realista e pouco conservadora [3-4].

O alumínio é um metal que tem como principal vantagem a sua baixa massa volúmica e elevada resistência à corrosão, e por esse motivo tem diversas aplicações, como na indústria automóvel, aeronáutica, construção civil e maquinaria. A evolução da temperatura, em estruturas de alumínio submetidas ao fogo, é um fator revelante no dimensionamento, uma vez que, o mais importante é retardar o tempo de aquecimento da estrutura. Para esse fim, existem no mercado materiais referenciados como proteção passiva contra incêndio. A conjugação destes materiais, com os elementos de alumínio podem diminuir o seu aquecimento [3].

No que diz respeito à sustentabilidade, o alumínio é um material que mantém um compromisso com as mudanças climáticas. Os mais recentes avanços tecnológicos levaram a inovações na produção, onde a energia necessária foi reduzida mais de 75% desde 1995 [1, 3]. Acrescenta-se ainda o facto de que estas ligas podem ser 100% recicláveis, traduzindo-se assim num impacto tanto a nível ambiental, como a nível económico [1, 3].

Este trabalho tem como objetivo o estudo da temperatura na secção reta transversal de perfis de alumínio, submetidos à curva de incêndio padrão ISO 834, Eurocódigo 1 Parte 1-2 [5]. Foram considerados perfis com diferentes geometrias: I, retangular e U. A obtenção do campo de temperaturas foi obtida tanto por métodos simplificados, como por métodos numéricos. São exemplos de métodos simplificados, as equações propostas pelos Eurocódigos 1 e 9 Partes 1-2, [5-6] e o Método da Capacitância Global, com base em expressões da transferência de calor. Estes modelos de cálculo permitem o cálculo da temperatura, considerada uniforme, na secção reta do perfil num determinado instante.

2. MATERIAIS E METODOLOGIAS

O Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6] fornece as propriedades do alumínio através de equações analíticas definidas por intervalos de tempo e temperatura. A temperatura varia no máximo até 500 °C, valor imposto pela norma aplicada. A massa volúmica foi considerada constante e com valor igual a 2700 kg/m^3. O calor específico C_{al}, representa a energia que o alumínio necessita para

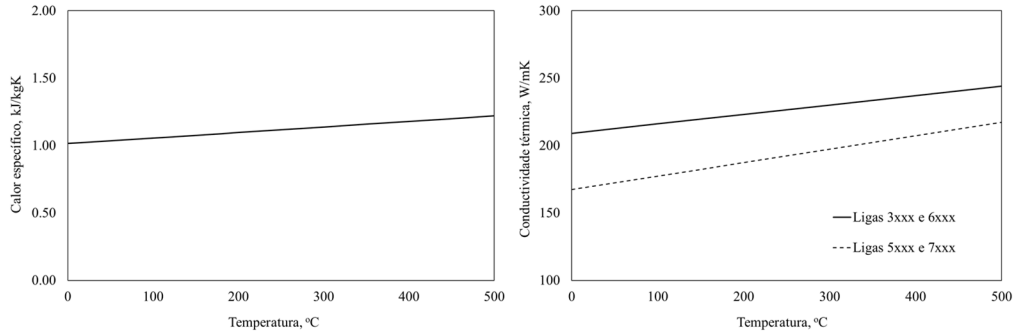
elevar um grau por metro cúbico. A curva de calor específico em função da temperatura do alumínio, Figura 1.a), é obtida pela equação referida em [6].

A condutibilidade térmica é a propriedade termofísica que quantifica a capacidade dos materiais no processo de condução de calor. Esta propriedade térmica é determinada em função da temperatura pelas equações apresentadas no Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6], variando de acordo com a série de liga do alumínio, Tabela 1.

Tabela 1: Variação da condutibilidade térmica do alumínio em função da temperatura

Série liga	Temperatura	Condutibilidade térmica
Séries 3xxx e 6xxx	0 °C < θ_{al} < 500 °C	$\lambda_{al} = 0{,}07(\theta_{al}) + 190$ W/mK
Séries 5xxx e 7xxx	0 °C < θ_{al} < 500 °C	$\lambda_{al} = 0{,}10(\theta_{al}) + 140$ W/mK

A Figura 1.b) resulta das equações analíticas apresentadas pelo Eurocódigo 9 – Parte 1-2 [6] e permite perceber que a condutibilidade térmica do alumínio aumenta à medida que aumenta a temperatura. No que diz respeito às ligas de alumínio, as séries 3xxx e 6xxx apresentam um valor mais elevado de condutibilidade térmica em relação às séries 5xxx e 7xxx. No entanto, a variação em função da temperatura é menor.



a) b)

Figura 1: a) Calor específico e b) condutibilidade térmica do alumínio, função da temperatura

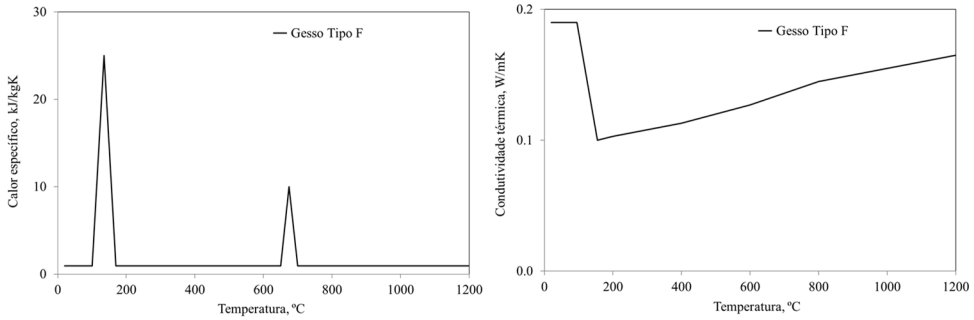
O gesso é um material de proteção para estruturas expostas ao fogo. Este material também denominado por sulfato de cálcio, pode encontrar-se sobre a forma de sulfato de cálcio di-hidratado ($CaSO4 \cdot 2H2O$) e desidratado ($CaSO4$) [3]. O núcleo de gesso pode ser constituído por gesso natural, gesso industrial e/ou placas de gesso recicladas. A diferença entre o gesso natural e o gesso industrial está na sua cristalização, enquanto o processo natural dá-se pela evaporação da água.

Segundo norma BS 520:2004 [7], existem vários tipos de gesso entre os quais, o tipo A e o tipo F, ambos utilizados para efeitos estéticos. No entanto, o gesso tipo F possui uma melhor coesão do núcleo que permite ser o mais apropriado para proteção de estruturas contra incêndio [7]. Assim, este último revela-se ser o mais interessante para alvo de estudo no presente trabalho.

No que diz respeito às propriedades térmicas do gesso, existem algumas diferenças nos vários registos literários, essencialmente devido à sua porosidade, homogeneidade. Segundo o estudo realizado por Rahmanian and Wang [22], o calor específico do gesso tipo F, em função da temperatura, é dado pelo gráfico representado na Figura 2.a).

O calor específico do gesso mantém-se praticamente constante no valor de 950 J/kg °C, apresentando apenas dois picos que estão diretamente relacionados com as perdas de massa [23]. Estes picos representam a energia consumida na dissociação e na evaporação da água e incluem o movimento das moléculas de água e a condensação nas regiões mais frias do gesso.

A condutibilidade térmica do gesso tipo F em função da temperatura é dada pela Figura 2.b). Os dados apresentados foram retirados do estudo realizado por Rahmanian and Wang [22], o autor desenvolveu um método numérico para o cálculo da condutibilidade térmica com base em vários testes experimentais considerando o gesso como um substrato sólido, as porosidades e a radiação nas cavidades.



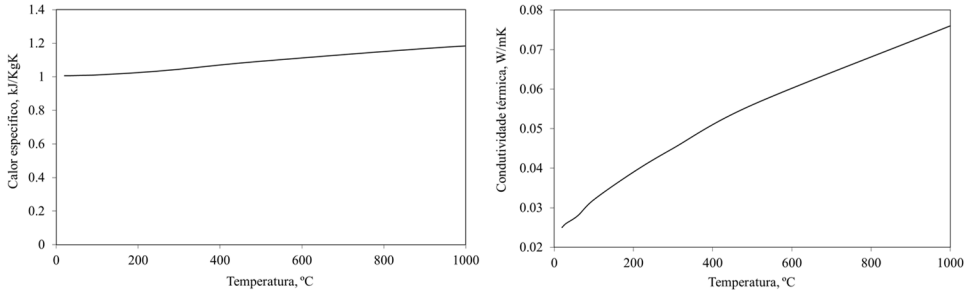
a) b)

Figura 2: a) Calor específico e b) condutibilidade térmica do gesso tipo F.

Em 2010, Frangi, Schleifer [24], analisaram experimentalmente a variação de massa de painéis de gesso sujeitos a um aquecimento de 20°C por minuto. No final destes testes foi possível aferir a curva da massa volúmica em função da temperatura para o gesso tipo F. Pode ser considerado um valor de massa volúmica constante de 889 kg/m^3, proposto inclusive neste mesmo estudo.

No seguimento do estudo de perfis de alumínio submetidos à ação do fogo, existem várias configurações, tais como, perfis em I, L, U ou até mesmo tubulares. Estes perfis protegidos pelo gesso, por exemplo, originam cavidades de ar no seu interior. Desta forma, para a realização de um estudo numérico e analítico poderá ser importante conhecer as propriedades térmicas do ar a serem consideradas.

A variação do calor específico do ar com a temperatura é entre os 1000 J/kgK e os 1200 J/kgK, como se verifica na Figura 3.a). Este valor aumenta pouco significativamente com o aumento da temperatura. A Figura 3.b) representa a variação da condutibilidade térmica com a temperatura. Tal como o calor específico, esta propriedade aumenta com a temperatura, sendo a variação entre 0,024 W/mK e 0,094 W/mK. Estes valores são relativamente baixos o que permite concluir que o ar apresenta alguma dificuldade na condução de calor.



a) b)

Figura 3: a) Calor específico e b) condutividade térmica do ar em função da temperatura

A massa volúmica do ar, função da temperatura, encontra-se representada na Figura 4.

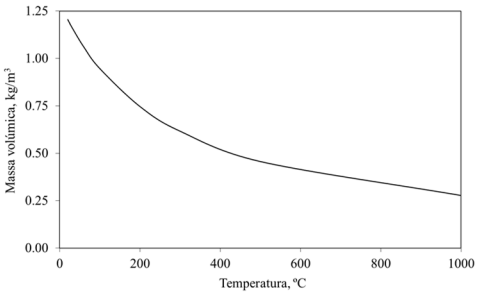


Figura 4: Massa volúmica do ar em função da temperatura

2. MODELO ANALÍTICO

De acordo com o Eurocódigo 9 parte 1-2 [6], a Equação 1 preconiza o cálculo da variação da temperatura num perfil de alumínio não protegido ao longo de um intervalo de tempo.

$$\Delta\theta_{al}(t) = k_{sh}\frac{A_m/V}{c_{al}\rho_{al}}\dot{h}_{net}\Delta t \tag{1}$$

A distribuição de temperaturas num perfil de alumínio protegido ao longo de um intervalo de tempo, é obtida pela Equação 2.

$$\Delta\theta_{\mathrm{al}}(\mathrm{t}) = \frac{\lambda_{\mathrm{p}}/\mathrm{d}_{\mathrm{p}}}{\mathrm{c}_{\mathrm{al}}\rho_{\mathrm{al}}}\frac{\mathrm{A}_{\mathrm{p}}}{\mathrm{V}}\left[\frac{1}{1+\emptyset/3}\right](\theta_{(\mathrm{t})}-\theta_{\mathrm{al}(\mathrm{t})})\Delta\mathrm{t}-(\mathrm{e}^{\emptyset/10}-1)\Delta\theta_{(\mathrm{t})} \tag{2}$$

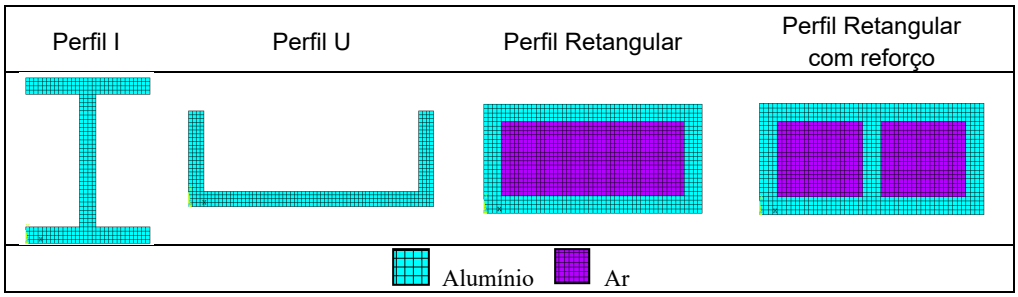
Onde,

$$\emptyset = \frac{c_p \rho_p}{c_{al} \rho_{al}} d_p \frac{A_p}{V} \tag{3}$$

3. MODELO NUMÉRICO

Para a análise térmica em regime transiente foi utilizado o programa ANSYS® e o elemento finito PLANE77 de oito nós. A modelação dos perfis em alumínio foi realizada de acordo com a geometria e as dimensões pretendidas. Na elaboração da malha foi definida uma dimensão para a aresta do elemento igual a 2 mm, de forma a existir pelo menos dois elementos de malha na menor espessura do perfil. Os perfis analisados foram sujeitos à curva nominal ISO 834 e com exposição ao fogo em todos os lados, tendo sido considerada uma temperatura inicial de 20 °C. A presente análise é não linear material e transiente, com recurso ao método iterativo de Newton-Raphson para a resolução da solução numérica. Na Tabela 2 é possível observar as malhas obtidas para cada tipo de perfil.

Tabela 2: Perfis de alumínio não protegidos submetidos ao fogo



Os perfis alvo de estudo apresentam a particularidade de formar vazios internos, caso do perfil retangular e perfil retangular com reforço. Os interiores destes perfis contêm ar, por este motivo foi realizado um estudo de forma a verificar a influência de uma malha de ar no seu interior.

4. DISCUSSÃO DE RESULTADOS

Nos perfis em alumínio não protegidos, foram realizados gráficos comparativos entre a massividade dos perfis e os métodos de cálculo, de forma a averiguar a semelhança entre a equação preconizada pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6] e as simulações numéricas.

Nos perfis não protegidos pretendeu-se compreender a influência da geometria e consequentemente o fator de massividade do elemento quando exposto ao fogo. Em caso de semelhança, será possível averiguar a utilização de simulações numéricas no projeto de construções de alumínio em situação de incêndio. Os dados referentes às simulações numéricos encontram-se legendados de acordo com a seguinte nomenclatura: perfil_Nó(1,2,3) e referente à equação simplificada preconizada pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6]: perfil_EC9, representados

por uma linha contínua. A exposição ao fogo incide em todos os lados do perfil, ao longo de 3600 segundos. A Figura 5 representa a distribuição de temperaturas no perfil em I, considerado como exemplo neste trabalho. O gráfico permite verificar uma pequena diferença entre os dois métodos de cálculo até aos primeiros 1200 segundos, no entanto, a partir deste valor, os gráficos permanecem iguais até aos 3600 segundos. De notar que não são visíveis diferenças entre as temperaturas registadas em cada nó.

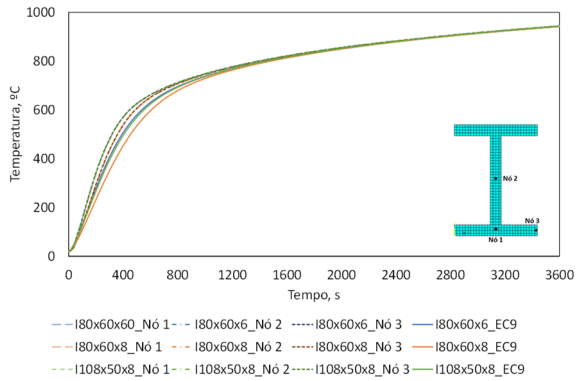


Figura 5: Temperatura dos perfis I. Comparação entre o método numérico e o Método Simplificado do Eurocódigo 9 Parte 1-2

Os perfis em alumínio protegidos apresentam vazios internos não só devido à geometria, mas também resultado da proteção em caixão. Deste modo, também se torna relevante o estudo da presença da malha de ar em ambas as situações para simular a condução de energia térmica interna na cavidade. Assim, foram estudados diferentes perfis, sendo representado neste trabalho, o perfil retangular 100x50x8, que possui um vazio interno devido à sua geometria, Figura 6.

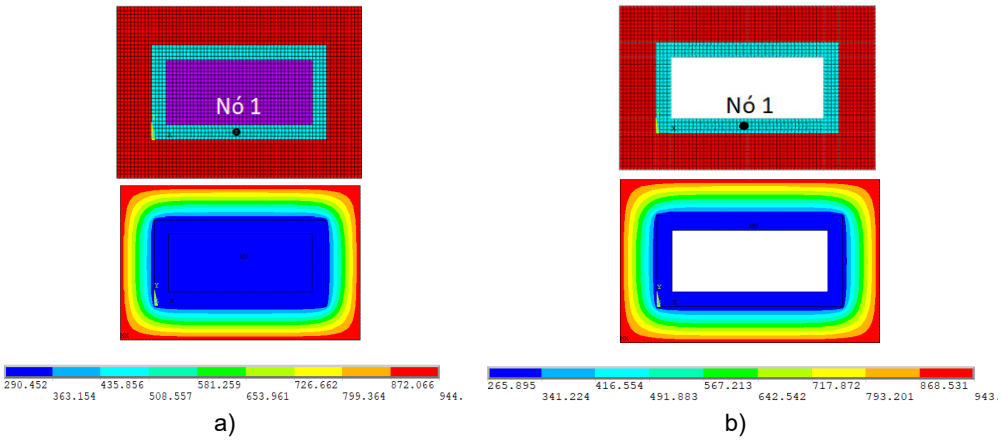


Figura 6: Temperatura dos perfis protegidos aos 3600 segundos de exposição.

a) Perfil R100x50x8 com malha de ar; b) Perfil R100x50x8 sem malha de ar.

A Figura 6.a) representa o perfil retangular 100x50x8 com malha de ar e a Figura 6.b) representa o perfil retangular 100x50x8 sem malha de ar no seu interior. Nas Figuras é possível visualizar a diferença do aquecimento no interior.

A Figura 7 apresenta a evolução da temperatura no nó 1 para a situação a) e para a situação b). As curvas de temperatura do perfil exposto ao fogo, obtidas para este nó, permitem concluir que até aos 2500 segundos de exposição não existe influência na introdução da malha de ar, a partir deste instante as curvas divergem ligeiramente.

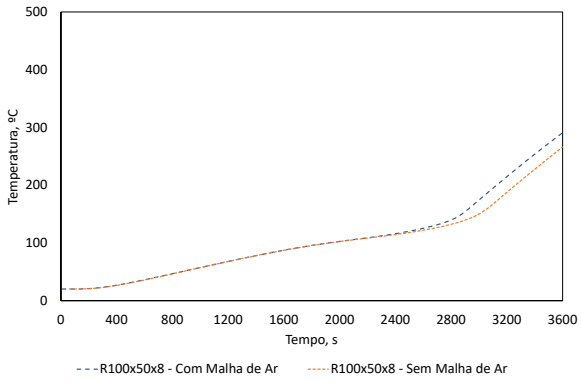


Figura 7: Temperatura do perfil retangular protegido

Numa primeira análise comparativa entre os dois métodos de cálculo verificou-se uma grande discrepância entre as curvas de evolução da temperatura. Assim, surgiu a necessidade de compreender esta divergência.

O reajuste do fator de massividade permitiu ajustar as curvas de temperatura até ao instante 2700 segundos. A partir deste instante, a curva preconizada pelo método analítico mantém-se constante e a curva preconizada pelo método numérico aumenta de forma significativa registando uma temperatura final do perfil muito superior.

De salientar que o fator de massividade sugerido para os perfis protegidos depende das dimensões da base e da altura da seção, e da área da secção transversal incluindo a espessura do material de proteção. Ao fim de algumas análises verificou-se que a partir do instante 2700 segundos existe um aumento exponencial da temperatura na cavidade de ar (resultante da proteção em caixão) e que esta variação representa influência na temperatura final do perfil.

Conclui-se que o aumento exponencial da temperatura, a partir dos 2700 segundos, pode justificar a diferença obtida entre a curva resultante do método numérico e a curva preconizada pela equação analítica proposta pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6], uma vez que esta equação não inclui as propriedades do ar.

Assim, é proposta a Equação 4 para o cálculo do fator de massividade em perfis expostos ao fogo, com proteção em caixão. Esta equação envolve o perímetro da proteção pela área da secção transversal, incluindo a própria proteção.

$$\frac{2\,(b+h)}{A_{total\ incluindo\ proteção}} \tag{4}$$

A Figura 8 representa alguns dos campos de temperatura obtidos em diferentes instantes de tempo de exposição ao fogo, para alguns dos perfis em estudo, com e sem proteção, e o efeito da malha de ar na cavidade dos modelos.

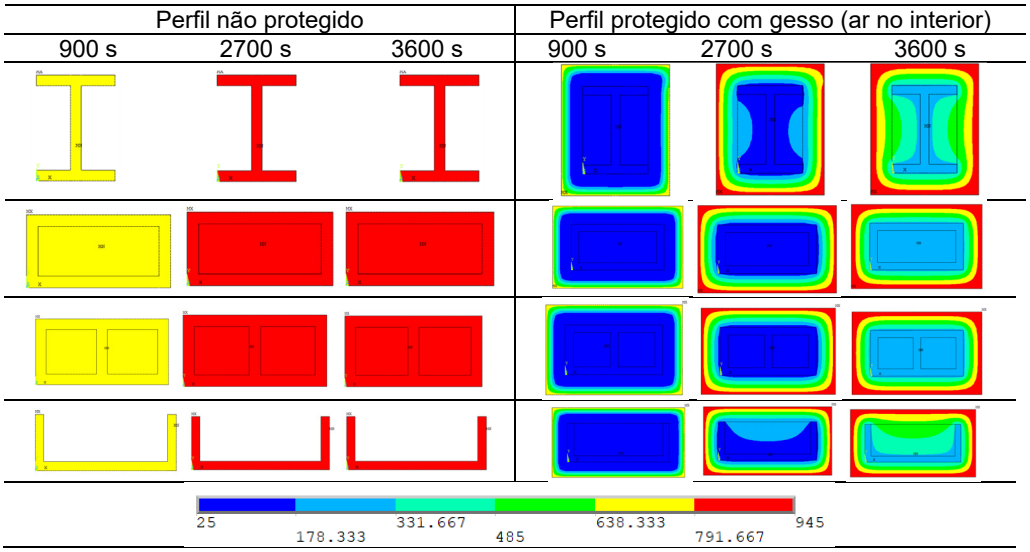


Figura 8: Temperaturas nos perfis não protegidos e com proteção em gesso tipo F.

Ao realizar a modelação de malha de ar nos perfis com cavidades interiores não se verificam alterações na evolução da temperatura do perfil. No entanto, a imagem gráfica da secção reta do perfil permite verificar uma diferença no aquecimento no seu interior.

5. CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo o estudo de perfis de alumínio submetidos ao fogo com o intuito de obter a evolução da temperatura na secção reta dos perfis. Foram utilizados dois métodos de cálculo para a posterior comparação de resultados: método simplificado preconizado pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6] e método numérico com utilização de elementos finitos aplicado no programa ANSYS®. Foram analisados os perfis de alumínio não protegidos e protegidos com diferentes geometrias de seções retas transversais.

No caso dos perfis não protegidos os métodos de cálculo revelaram-se concordantes e permitiram validar o método numérico. A equação simplificada preconizada pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 [3] prevê uma evolução constante da temperatura ao longo da secção reta do perfil. Como tal, no caso do método numérico, foi registada a evolução da temperatura em três pontos diferentes da secção reta do perfil sendo que não foram registadas diferenças significativas entre os mesmos.

Ainda nos perfis não protegidos foi possível verificar que quanto maior é o fator de massividade do perfil maior é o gradiente térmico, logo menor é a sua resistência térmica.

A avaliação do efeito da proteção nos diferentes perfis foi realizada através dos dois métodos. Neste caso, foram identificadas divergências entre os métodos e foi proposto um reajuste à equação de cálculo do fator de massividade, preconizada pelo Eurocódigo 9 Parte 1-2 [6], nomeadamente no cálculo do fator de massividade.

Os restantes resultados foram obtidos através da equação simplificada com o fator de massividade proposto e reajustado, de maneira a aproximar aos valores obtidos pelo método numérico. A secção transversal reta está relacionada com a evolução da temperatura do perfil. Isto porque segundo os dados registados, a diminuição da área da secção reta resulta numa diminuição da resistência térmica dos perfis protegidos.

A utilização de gesso como elemento de proteção dos perfis de alumínio mostrou-se eficaz, uma vez que as temperaturas registadas diminuíram significativamente em relação aos não protegidos.

REFERÊNCIAS

[1] Georgantzia, E.; Gkantou, M.; Kamaris, G. S. - *Aluminium alloys as structural material: A review of research, Engineering Structures*, vol. 227, 2021, p. 111372.
[2] Newman, G.; and I. Simms. - *The Cardington fire tests. in Proceedings, North American Steel Construction Conference*, New Orleans, LA, American Institute of Steel Construction, Chicago, IL. 1999.
[3] Costa, B. – Análise Térmica de Perfis em Alumínio Protegidos e Não Protegidos sob Ação do Fogo, Dissertação em Engenharia Mecânica, ISEP, 2022.
[4] Maljaars, J., et al. - *Aluminium structures exposed to fire conditions–an overview*. Heron, 2010. 55(2): p. 85-122.
[5] CEN, EN 1991-1-2: Actions on structures - Parte 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire, B. The European Union: Brussels, Editor. 2002.
[6] CEN, EN 1999-1-2: Eurocode 9: Design of aluminium structures-Part 1-2: Structural fire design, B. The European Union: Brussels, Editor. 2007.
[7] BS 520:2009, Gypsum Plasterboards - Definitions, Requirements and Test Methods., I.B. Standards, Editor. 2010. .

AVALIAÇÃO TÉRMICA DE LIGAÇÕES AÇO-MADEIRA EM CORTE SIMPLES QUANDO SUBMETIDAS AO FOGO



Fernando M.G. Machado*
Mestrando
DEM, ISEP, Porto



Elza M.M. Fonseca
Professor
DEM, ISEP, Porto

SUMÁRIO
O presente trabalho tem como objetivo avaliar ligações de madeira-aço, em corte simples, submetidas ao fogo. Este tipo de ligações, à temperatura ambiente, pode ter um modo de falha frágil, em função do seu tamanho e número de ligadores. A elevadas temperaturas, os modos de falha principais são o alongamento dos orifícios da fixação, devido à carbonização da madeira ou na flexão produzida pelos ligadores para carga superiores à sua capacidade. A presença dos elementos externos ou internos em aço, em situação de incêndio, conduz ainda a uma distribuição não uniforme da carbonização nos elementos em madeira. Com base nos resultados, observa-se que a velocidade de carbonização na madeira não permanece constante e aumenta com o tempo de exposição ao fogo.

PALAVRAS-CHAVE: Ligação madeira-aço; Fogo; Carbonização; Temperaturas.

1. INTRODUÇÃO

As ligações mecânicas desempenham um papel importante numa estrutura, por serem o ponto mais frágil e muitas vezes responsáveis pelo colapso estrutural. Por esse motivo, têm surgindo alguns trabalhos de investigação para o estudo e a análise deste tipo de elementos.

Por esse motivo, o dimensionamento das ligações, com especial importância no projeto de estruturas em madeira à temperatura ambiente e sob a ação do fogo, é extremamente importante.

* Autor correspondente – Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Instituto Politécnico do Porto. Rua Dr. Bernardino de Almeida, nº 431, 4200-072 Porto. PORTUGAL. e-mail: 1181258@isep.ipp.pt

Em 2010, Andrea Frangi et al, [1] realizaram ensaios experimentais de ligações em aço e madeira sob a ação do fogo. Numa primeira fase, verificaram a resistência das ligações dimensionadas à temperatura ambiente, concluindo que as ligações com chapas de aço no seu interior resistiam ao fogo cerca de 30min e com proteção de madeira ou gesso, a resistência ao fogo aumentava para 60min. Relativamente ao dimensionamento para elevadas temperaturas, as ligações com chapas externas em aço resistiram ao fogo 12min e com a proteção da chapa externa com tinta intumescente 30min [1-2].

Em 2011, Lei Peng et al. analisaram alguns modelos de cálculo, baseados em dados relativos à resistência ao fogo de ligações em duplo corte. Foram criadas correlações que permitiram verificar a resistência ao fogo de ligações não protegidas utilizando parafusos ou cavilhas. Concluíram que a escolha de cavilhas em detrimento do uso de parafusos traduz numa maior resistência ao fogo [3].

Na literatura há ainda poucos resultados, experimentais ou numéricos, que permitam a avaliação da resistência de ligações em madeira sob a ação do fogo. Relativamente aos resultados numéricos a maior lacuna encontra-se na análise térmica em modelos construídos a três dimensões e posterior análise termomecânica.

O presente trabalho tem como objetivo avaliar a resistência ao fogo de ligações de madeira-aço em corte simples, utilizando métodos numéricos. Inicialmente são estudadas as ligações projetadas à temperatura ambiente, de acordo com o Eurocódigo 5 parte 1-1 [4], para diferentes valores de carga de tração aplicada paralelamente às fibras da madeira. Posteriormente, é determinada a resistência ao fogo das mesmas ligações, baseado no método dos elementos finitos. Com os resultados obtidos é possível prever a variação de temperaturas e calcular a camada de madeira carbonizada produzida pela determinação da adiabática de 300ºC [4].

2. METODOLOGIA

Os modelos geométricos das ligações aço-madeira e madeira-madeira são projetados de acordo com o Eurocódigo 5 parte 1-1 [4], conforme se representa na figura 1. As dimensões da ligação são o comprimento (L), a altura (H), a profundidade ($W=t_1+t_2$ *ou* $W=t_s+t_1$) e o posicionamento das cavilhas (a_1, a_2, $a_{3,t}$ e $a_{4,c}$).

Após o dimensionamento das ligações, é desenvolvido um modelo de análise térmico em regime transiente no programa ANSYS®. São consideradas as propriedades não lineares dos materiais envolvidos. Para satisfazer a imposição das condições de fronteira térmicas em presença da ação de incêndio (convecção e radiação), é utilizado um procedimento incremental no tempo e iterativo.

As propriedades da madeira e do aço, consideradas para a análise térmica, são a condutividade, o calor específico e a emissividade, estabelecidas de acordo com os Eurocódigos [4-7]. Os membros em madeira foram considerados em madeira lamelada colada GL24h, GL28h, e GL32h [11].

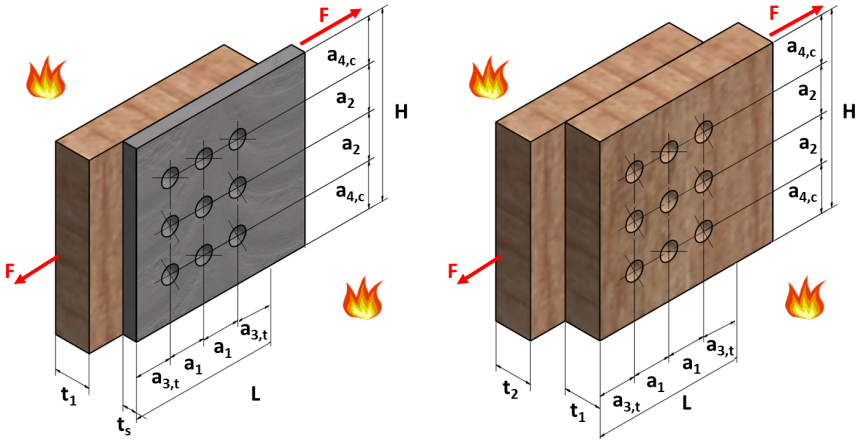


Figura 1: Modelos de ligação madeira-aço (esquerda) e madeira-madeira (direita)

2.1 Dimensionamento das ligações

As ligações em estudo foram projetadas de acordo com as equações simplificadas apresentadas no Eurocódigo 5 parte 1-1 [4], à temperatura ambiente. Foram consideradas três espécies de madeira lamelada colada GL24h, GL28h e GL32h, cujos valores da massa volúmica são respetivamente 370, 420 e 480 kg/m^3. Após o cálculo do número de cavilhas para cada ligação, são estabelecidas as posições respetivas, tendo-se fixado sempre duas linhas na disposição das cavilhas.

De acordo com o Eurocódigo 5 parte 1-1 [4], é determinada a capacidade de carga característica por plano de corte e por ligador com base no valor mínimo obtido através das equações 1 a 3, relativas a cada tipo de ligação em estudo.

Nas equações as variáveis utilizadas são:

$F_{v,Rk}$ é a capacidade de carga caraterística por plano de corte e por ligador;

$f_{h,i,k}$ é a resistência característica ao esmagamento dos membros de madeira (*i*=1, 2);

t_i representa a espessura do membro em madeira (*i*=1, 2);

d é o diâmetro da cavilha;

$M_{y,Rk}$ é o momento de cedência plástico do ligador;

$F_{ax,Rk}$ representa a resistência à tração axial característica do ligador.

A equação 1 é utilizada para ligações madeira-madeira.

$$F_{v,Rk} = min\left\{\begin{array}{c} f_{h,1,k}\ t_1\ d \\ f_{h,2,k}\ t_2\ d \\ \frac{f_{h,1,k}\ t_1\ d}{1+\beta}\left[\sqrt{\beta + 2\beta^2\left[1+\frac{t_2}{t_1}+\left(\frac{t_2}{t_1}\right)^2\right]+\beta^3\left(\frac{t_2}{t_1}\right)^2}-\beta\left(1+\frac{t_2}{t_1}\right)\right]+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \\ 1{,}05\frac{f_{h,1,k}\ t_1\ d}{2+\beta}\left[\sqrt{2\beta(1+\beta)+\frac{4\beta(2+\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k}\ d\ {t_1}^2}}-\beta\right]+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \\ 1{,}05\frac{f_{h,1,k}\ t_2\ d}{1+2\beta}\left[\sqrt{2\beta^2(1+\beta)+\frac{4\beta(1+2\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k}\ d\ {t_2}^2}}-\beta\right]+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \\ 1{,}15\sqrt{\frac{2\ \beta}{1+\beta}}\sqrt{2\ M_{y,Rk}\ f_{h,1,k}\ d}+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \end{array}\right\} \quad (1)$$

A equação 2 utiliza-se para ligações de madeira com placa externa de aço considerada com espessura fina.

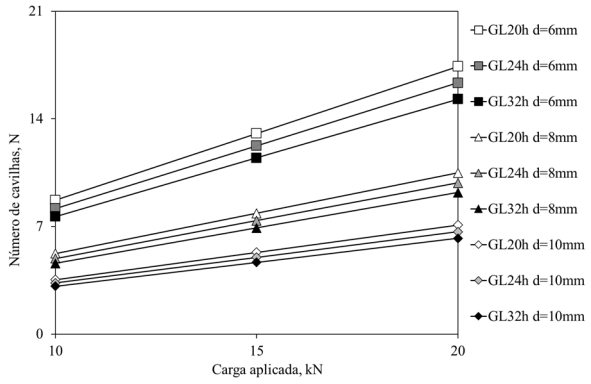
$$F_{v,Rk} = min\left\{\begin{array}{c} 0{,}4\ f_{h,1,k}\ t_1\ d \\ 1{,}15\sqrt{2\ M_{y,Rk}\ f_{h,1,k}\ d}+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \end{array}\right\} \quad (2)$$

A equação 3 utiliza-se para ligações de madeira com placa externa de aço considerada com espessura espessa.

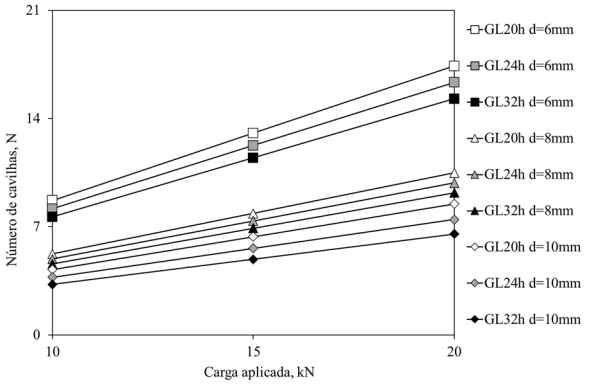
$$F_{v,Rk} = min\left\{\begin{array}{c} f_{h,1,k}\ d\left[\sqrt{2+\frac{4M_{y,Rk}}{f_{h,1,k}\ d\ {t_1}^2}}-1\right]+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \\ 2{,}3\sqrt{M_{y,Rk}\ f_{h,1,k}\ d}+\frac{F_{\alpha x,Rk}}{4} \\ f_{h,1,k}\ t_1\ d \end{array}\right\} \quad (3)$$

As chapas de aço com espessura menor ou igual a 0,5*d* são classificadas como finas e as chapas de aço com espessura maior ou igual a *d* são classificadas espessas, Eurocódigo 5 parte 1-1 [4].

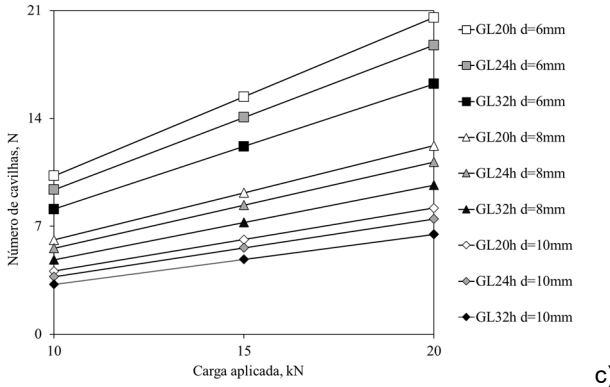
Para a verificação do efeito da aplicação da carga externa no dimensionamento da ligação e comparação com o efeito na alteração da massa volúmica da madeira, foram considerados diferentes diâmetro de cavilha e valores de carga. A figura 2 permite observar essa relação.



a) MM



b) MMf



c) MMe

Figura 2: Número de cavilhas em função da carga aplicada. a) ligação madeira-madeira MM; b) ligação madeira-chapa fina MMf; c) ligação madeira-chapa espessa MMe

Com base no dimensionamento efetuado, observa-se que o número de cavilhas é função linear do aumento da carga de tração aplicada na ligação. O número de cavilhas aumenta com a carga aplicada. Nas ligações em que se utilizam madeiras com menor massa volúmica, o número de cavilhas é maior. Esta tendência aumenta quando o diâmetro da cavilha é menor, sendo que a proporcionalidade de aumento entre os tipos de madeira não se mantém constante. A utilização

de cavilhas com maior diâmetro em madeiras de elevada massa volúmica, resulta na utilização de um menor número de ligadores no correto dimensionamento. Nas ligações de corte simples em estudo, as ligações madeira-chapa espessas são as que necessitam de maior número de cavilhas. No estudo já efetuado em ligações de corte duplo, as conclusões observadas foram idênticas [8-10, 13-14].

Do cálculo efetuado, foram selecionados os modelos apresentados na Tabela 1 para o desenvolvimento da análise térmica.

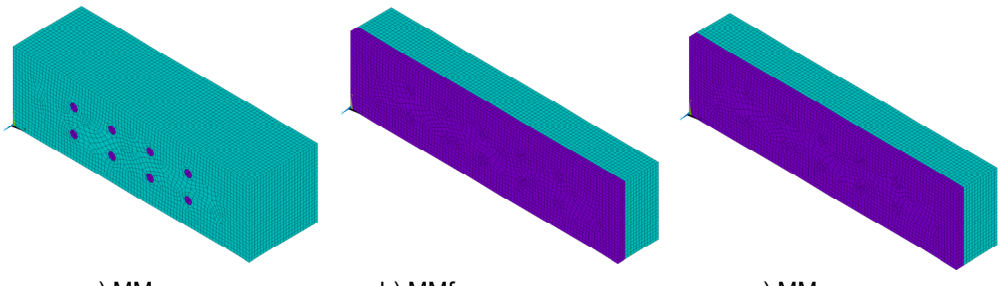
Tabela 1 – Dimensões das ligações em estudo. a) ligação madeira-madeira MM; b) ligação madeira-chapa fina MAf; c) ligação madeira-chapa espessa MAe

Ligação	d mm	N	W mm	a_1 mm	a_2 mm	$a_{3,t}$ mm	$a_{4,c}$ mm	t_1 mm	L mm	H mm	t_2 mm	t_s mm
a) MM	10	2x4	90	50	30	80	30	45	310	90	45	-
b) MMf	10	2x5	48	50	30	80	30	45	360	90	-	3
c) MMe	10	2x5	55	50	30	80	30	45	360	90	-	10

3. MODELO COMPUTACIONAL DAS LIGAÇÕES

De modo a avaliar a capacidade térmica das ligações quando submetidas ao fogo, foram consideradas as condições normalizadas definidas pela imposição da curva de fogo ISO 834 [12], sendo consideradas as condições de fronteira de convecção e radiação, na frente de exposição. No instante inicial, os modelos foram considerados à temperatura ambiente de 20ºC. Foi utilizado um coeficiente de convecção igual a 25W/m^{2}K na superfície exposta e um fator de emissividade de 1 para a ação do fogo, Eurocódigo 3 parte 1-2 [7].

Foi utilizado o método dos elementos finitos com recurso ao algoritmo térmico. Na Figura 3 estão representadas as malhas de elementos finitos utilizadas para o estudo. Na simulação foi utilizado o elemento 3D SOLID 278 com 8 nós e um grau de liberdade de temperatura por nó. O tamanho fixo de aresta para cada elemento finito é 4 mm.

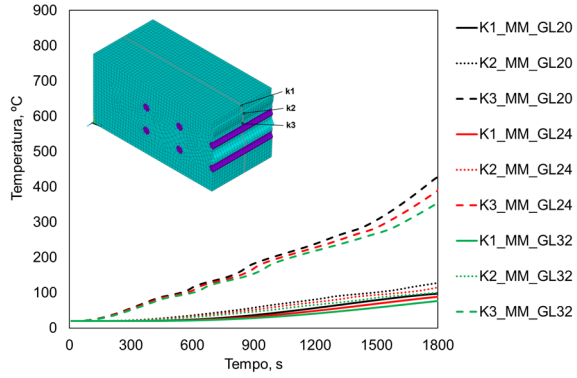


a) MM b) MMf c) MMe

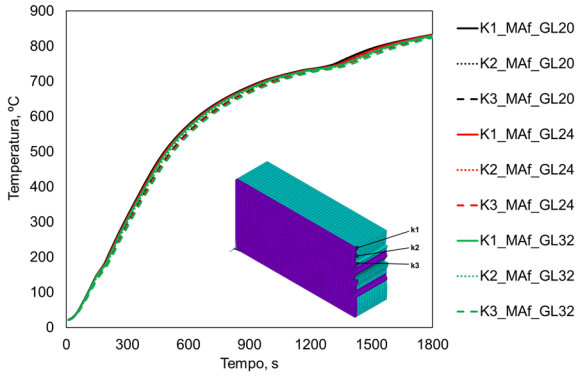
Figura 3: Malhas. a) ligação madeira-madeira MM; b) ligação madeira-chapa fina MMf; c) ligação madeira-chapa espessa MMe

Para analisar a evolução da temperatura ao longo do tempo, recorreu-se a três pontos distintos K1, K2 e K3 no plano de interface dos materiais dos componentes a ligar, Figura 4.

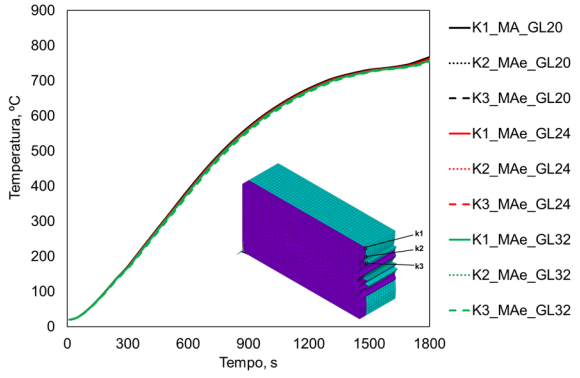
O ponto K1 encontra-se à superfície, K2 no interior e K3 posicionado na madeira, sendo o ponto mais próximo da cavilha.



a) MM



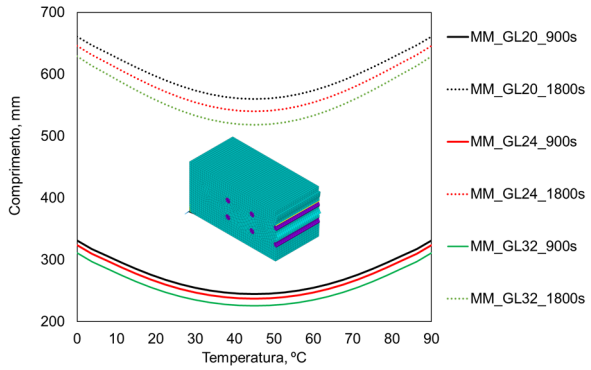
b) MMf



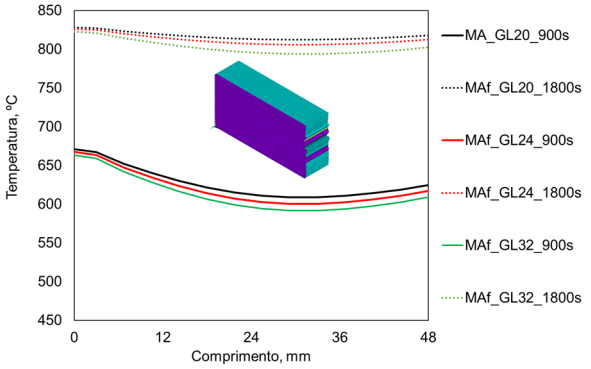
c) MMe

Figura 4: Evolução da temperatura. a) ligação madeira-madeira MM; b) ligação madeira-chapa fina MMf; c) ligação madeira-chapa espessa MMe

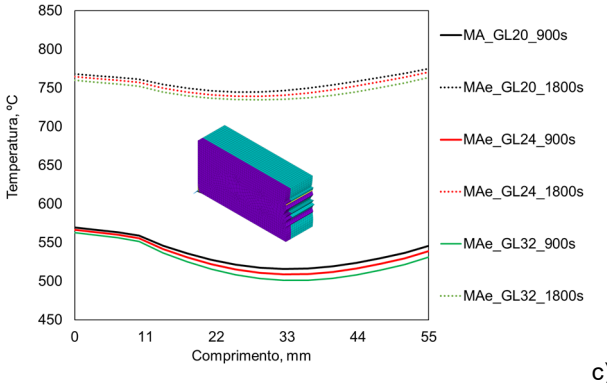
Verifica-se que no interior do modelo MM as temperaturas são baixas, sendo as maiores temperaturas obtidas no ponto K3 próximo da cavilha. Também é visível a influência da alteração da massa volúmica da madeira. Nos modelos MMf e MMe não há qualquer variação entre as temperaturas obtidas nos pontos, seja pela posição que ocupam ou pela alteração da massa volúmica da madeira. O comportamento é devido à influência do aquecimento da chapa. Na chapa fina as temperaturas são ligeiramente superiores às obtidas com a chapa espessa.



a) MM



b) MMf



c) MMe

Figura 5: Temperatura na cavilha para dois instantes de tempo. a) ligação madeira-madeira MM; b) ligação madeira-chapa fina MMf; c) ligação madeira-chapa espessa Mme

A Figura 5 representa o campo de temperaturas ao longo do comprimento das cavilhas para dois instantes de exposição ao fogo (900 e 1800 s).

Os resultados permitem verificar que as cavilhas mantêm um registo de temperaturas quase constante, com ligeira variação nos modelos MMf e MMe. Nestes modelos, a cavilha apresenta ao longo da espessura da chapa, um valor de temperatura constante diminuindo ligeiramente para o interior da ligação em madeira. As cavilhas apresentam os valores máximos nas faces externas. Verifica-se também a influência da massa volúmica da madeira no registo dos campos de temperaturas.

4. CONCLUSÕES

Com base nos resultados obtidos nas ligações em madeira em corte simples sujeitas ao fogo, conclui-se que:
- no dimensionamento à temperatura ambiente a diminuição do diâmetro das cavilhas, o aumento da carga aplicada e menor massa volúmica da madeira contribuem para o aumento do número de cavilhas na ligação;
- quando expostas ao fogo, as chapas externas e as cavilhas em aço aquecem e transferem calor para o interior da ligação em madeira. Neste caso, nos elementos de madeira com maior massa volúmica a resistência ao fogo é ligeiramente superior pela ligeira diminuição do campo de temperaturas obtido.

REFERÊNCIAS

[1] Erchinger C.; Frangi, A.; Fontana, M. - *Fire design of steel-to-timber dowelled connections, Engineering Structures*, vol. 32, 2010, p. 580-589.
[2] Frangi, A.; Erchinger, C.; Fontana, M. - *Experimental fire analysis of steel-to-timber connections using dowels and nails, Fire and Materials*, vol. 34(1), 2010, p. 1-19.
[3] Peng, L.; Hadjisophocleus, G.; Mehaffey, J.; Mohammad, M. - *On the Fire Performance of Double-shear Timber Connections, Fire Safety Science*, 2011, p. 1207-1218.
[4] CEN, EN1995-1-1: Eurocode 5: Design of timber structures. Part 1-1: General Common rules and rules for buildings, Brussels, 2004.
[5] CEN, EN1995-1-2: Eurocode 5: Design of timber structures. Part 1-2: General Structural fire design, Brussels, 2004.
[6] CEN, EN1993-1-1: Eurocode 3: Structural fire design. Part 1-1: Brussels, 2005.
[7] CEN, EN1993-1-2: Eurocode 3: Structural fire design. Part 1-2: Brussels, 2005.
[8] Elza M.M. Fonseca; Pedro A.S. Leite; Lino Silva. - *Wood Connections Under Fire Conditions Protected with Gypsum Plasterboard Types A and F*. Chapter No:7, Book: Advances in Fire Safety Engineering. CILASCI 2019. P. A. G. Piloto et al (Eds), Lecture Notes in Civil Engineering, vol 1. Cham, Springer Nature Switzerland AG, 2020, pp.93-106, 2020.
[9] Fonseca E.M.M.; Silva L.; Leite P.A.S. - *Numerical model to predict the effect of wood density in wood-steel-wood connections with and without passive protection under fire,* Journal of Fire Sciences, vol. 38(2), 2020, p. 122-135.

[10] Silva L.; Leite P.A.S; Fonseca E.M.M. - *The density effect in (W-S-W) wood connections with internal steel plate and passive protection under fire*, 5th Iberian-Latin-American Congress on Fire Safety – CILASCI 5, 2019, p. 563-571.
[11] Hasslacher Norica Timber. - *Glued Laminated Timber*, The Engineered Timber Beam. HNT0202_EN_202002, Hasslacher Group, Austria
[12] ISO, ISO 834: Fire-resistance tests-Elements of building construction. Part 1: General requirements, 1999.
[13] Elza M.M. Fonseca; Vânia S.B. da Silva - *Avaliação da carbonização indireta em ligações de madeira com chapas e ligadores de aço ao fogo*. Atas do XIII Congresso de Construção Metálica e Mista, L S da Silva, P V Real, C Couto, T Tankova (eds). Editora: CMM, 2021, p. 247-256.
[14] Vânia Silva; Elza M.M. Fonseca - *Design of steel-wood-steel connections at ambient and elevated temperatures*. Journal of Computational Applied Mechanics, vol. 52(1), 2021, p. 85-101.

.

AVALIAÇÃO DA SEÇÃO RESIDUAL DE ELEMENTOS CONSTRUTIVOS DE SUPORTE EM MADEIRA COM PROTEÇÃO SUBMETIDOS AO FOGO



Domingos A.M. Pereira [*]
Mestrando
DEM, ISEP, IPP - Porto



Elza M.M. Fonseca
Professor
DEM, ISEP, IPP - Porto

SUMÁRIO
Neste trabalho são apresentados diferentes testes numéricos, para a análise térmica em regime transiente, de diferentes soluções construtivas de suporte em aglomerado de madeira, com proteção em gesso, sob influência de condições padrão de incêndio. Este tipo de modelos construtivos apresenta cavidades no seu interior, tornando a análise numérica em estudo complexa na aproximação a modelos reais. A análise foi efetuada contemplando a não linearidade dos materiais. O objetivo foi investigar qual o melhor modelo numérico que se aproxima a ensaios experimentais realizados por outros autores.

PALAVRAS-CHAVE: Madeira; Fogo; Gesso; Seção residual.

1. INTRODUÇÃO

Os elementos construtivos em madeira revestidos a gesso, como o caso de divisórias, são vulgarmente classificadas como uma construção leve e rápida. Estes tipos de elementos estão sujeitos à certificação, na qual consta a classificação da resistência ao fogo dos materiais sob o ponto de vista da sua integridade e isolamento [1-3].

A madeira apresenta algumas limitações, como é o caso de ser combustível na presença de um incêndio. Assim, o recurso a elementos de proteção com propriedades isolantes que impeçam a

[*] Autor correspondente – Departamento de Engenharia Mecânica, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Instituto Politécnico do Porto. Rua Dr. Bernardino de Almeida, nº 431, 4200-072 Porto. PORTUGAL. e-mail: 1180819@isep.ipp.pt

exposição direta ao fogo e retardem o aumento de temperatura, tornam-se importantes na sua utilização.

Os componentes construtivos em estudo são elementos não portantes com um lado exposto ao fogo, do tipo paredes divisórias interiores, constituídos por montagem entre vigas de madeira maciça, protegidas por placas de gesso ou outros materiais de revestimento. A cavidade interna de ar, formada pelas placas de revestimento, pode ser preenchida ou não com um material de isolamento. A resistência ao fogo destes elementos depende principalmente da proteção imposta.

A definição de resistência ao fogo é definida de acordo com o regime jurídico da segurança contra incêndios em edifícios RT SCIE (DL220 de 2008) [4]. A resistência ao fogo é assim, uma medida pelo tempo durante o qual, sob a ação de um incêndio, os elementos construtivos continuam a desempenhar as funções para os quais foram concebidos.

A determinação da distribuição de temperaturas deste tipo de elementos construtivos com revestimento, quando expostos à ação do fogo, pode ser realizada através de ensaios experimentais e numéricos, bem como utilização de modelos simplificados analíticos.

Neste trabalho são desenvolvidos modelos numéricos, aferidos com o ensaio experimental (Test 4) realizado por Takeda e Mehaffey [5]. Pretende-se validar o modelo numérico, utilizando o método de elementos finitos ANSYS®, para que se torne possível o estudo posterior de novos modelos construtivos aplicáveis ao projeto. Serão apresentados os resultados dos campos de temperaturas, em determinados pontos de leitura; o perfil de temperaturas no instante final de exposição ao incêndio e a seção residual nos componentes em madeira para diferentes instantes de tempo, obtida pelo efeito da carbonização.

2. MODELO EXPERIMENTAL

Para análise do modelo experimental apresentado por Takeda e Mehaffey [5], foram utilizadas as propriedades dos materiais de gesso e madeira, considerando-se o valor da massa volúmica próxima à do estudo, assim como a condutividade térmica, mas impondo a variação não linear conforme enunciado no Eurocódigo 5, parte 1-2 [6].

Estes autores realizaram diferentes ensaios experimentais, sendo neste trabalho efetuada a comparação com o Test 4, em que utilizam 2 placas de gesso tipo X com 15,9 mm de espessura (massa volúmica de 648 kg/m^3). Por se considerar com características próximas às do ensaio foram utilizadas as propriedades da madeira lamelada colada GL24H e o gesso tipo A, conforme se evidencia na Figura 1.

Foram analisados os perfis de temperatura obtidos em pontos de controlo dos autores, com especial interesse para os pontos de interface entre a madeira e as placas de gesso, e um ponto médio da interface entre a madeira e a cavidade. Observaram-se ainda os perfis de temperaturas para o último instante de exposição ao fogo. Simultaneamente será comparada a seção residual da madeira para os instantes de tempo de exposição de 90, 100 e 110 minutos.

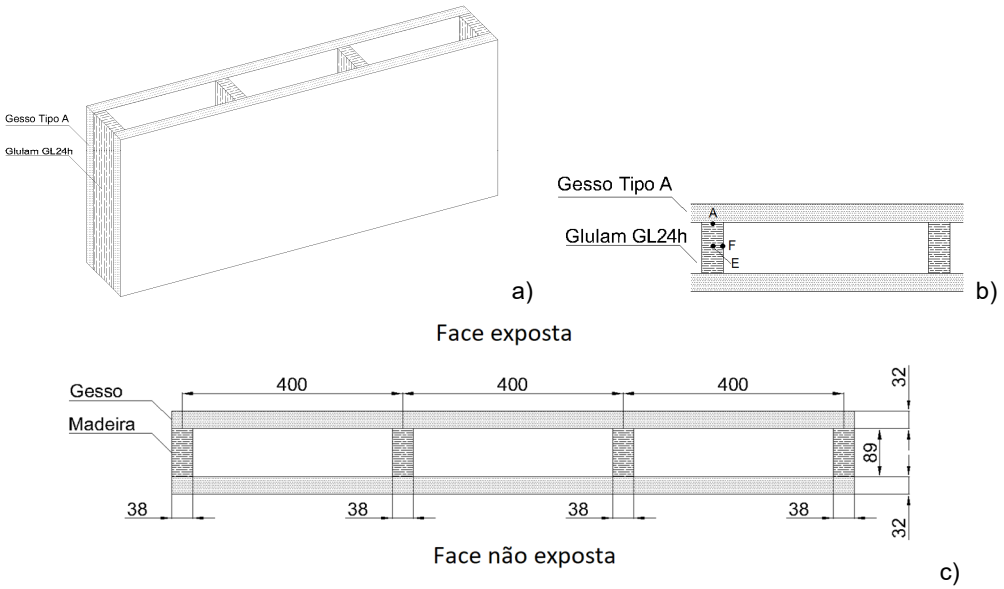


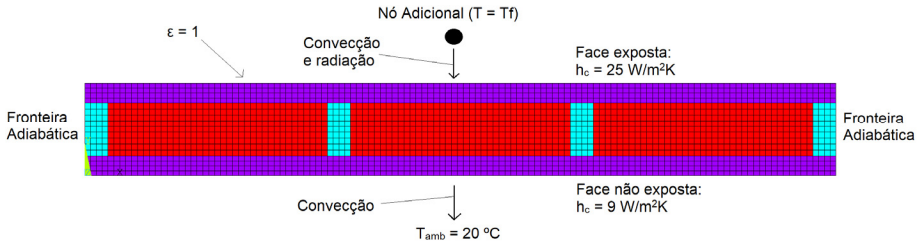
Figura 1: a) Modelo construtivo, b) Pontos de medição; c) Dimensões

3. MODELO NUMÉRICO

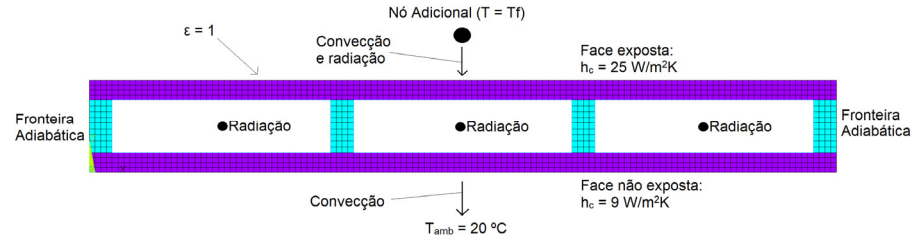
Nos modelos numéricos desenvolvidos foram consideradas diferentes hipóteses de análise relativa às cavidades do modelo construtivo: M1 - modelo com malha de ar (considerado como um modelo sólido permitindo a condução de calor dentro da cavidade), M2 - modelo com efeito da radiação pela introdução de um novo elemento finito SURF151 no interior da cavidade e M3 - modelo com fronteiras de radiação e convecção na cavidade pela introdução de uma curva de ensaio Tf-Test4 representativa da evolução da temperatura no interior. Na modelação numérica, o elemento finito utilizado foi o PLANE55 de quatro nós, com capacidade de condução térmica no plano bidimensional e um grau de liberdade (temperatura) em cada nó, e o elemento superficial SURF151 (2-D *Thermal Surface Effect*) que permite a radiação entre as superfícies interiores da cavidade e um ponto qualquer no seu interior. Este elemento permite a aplicação de uma fronteira térmica, pela sobreposição ao elemento bidimensional. O elemento SURF151 é constituído por dois nós, associados a um nó extra, que se localizará no interior da cavidade do modelo. Na elaboração da malha de elementos finitos, assumiu-se contacto perfeito entre todos os materiais, de forma a permitir a condução de energia térmica entre os mesmos, com a dimensão de aresta do elemento igual a 10 mm. Consideram-se as características térmicas associadas à madeira GL24H, gesso tipo A e ar, de acordo com as referências [6-7], de forma a aproximar aos materiais envolvidos no Test 4 [5].

Na face do modelo exposta ao fogo, as condições de fronteira são a radiação e a convecção, com o efeito do aumento da temperatura pela introdução da curva de incêndio experimental Tf. As condições iniciais do modelo correspondem à temperatura ambiente de 20˚C. Na face não

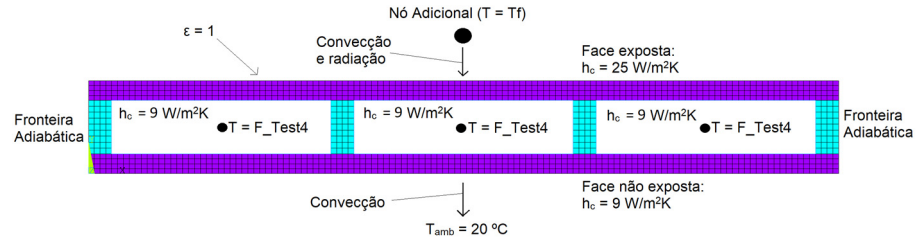
exposta foi considerada a condição de convecção. Nas fronteiras laterais do modelo, foi admitida a condição adiabática, sem trocas de calor nessas zonas. Todas estas condições obedecem ao Eurocódigo 1 parte 1-2 [1]. Na Figura 2 representam-se as malhas dos diferentes modelos numéricos desenvolvidos e as condições de fronteira aplicadas. Para satisfazer as condições não lineares do problema, o programa recorre ao método iterativo de Newton-Raphson, utilizando um critério de convergência baseado no fluxo de calor com uma tolerância admitida de 0,9. O tempo total das simulações dos modelos corresponde ao tempo de exposição ao fogo de 120 minutos.



a) M1



b) M2



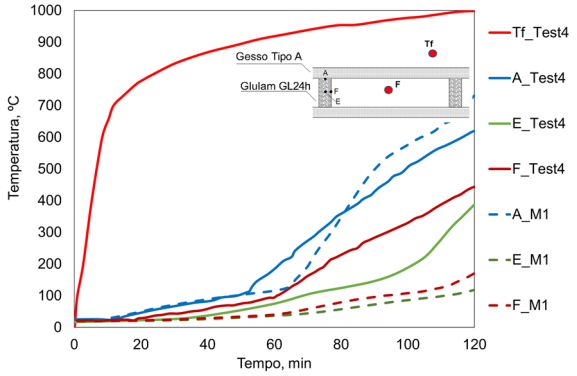
c) M3

Figura 2: Malhas e condições de fronteira.

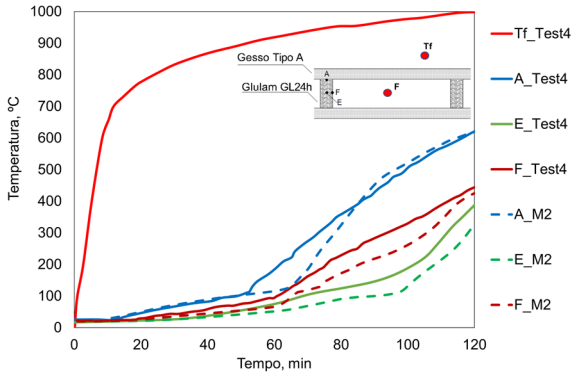
Cavidade com: a) M1 - malha de ar; b) M2 - radiação; c) M3 - curva de aquecimento

4. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

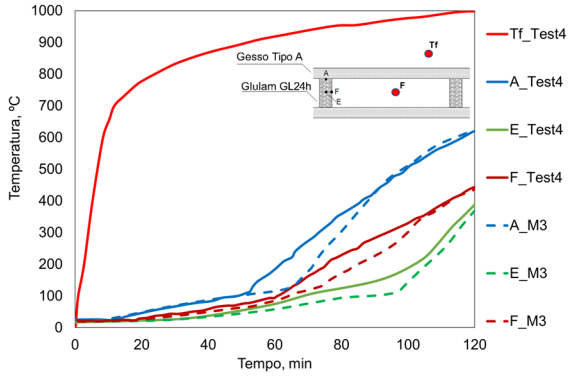
Com base na análise efetuada a cada modelo, são apresentados os resultados da evolução da temperatura em diferentes pontos nodais concordantes com os obtidos experimentalmente (Test 4) e a zona carbonizada da madeira para diferentes instantes de tempo de exposição.



a) M1



b) M2



c) M3

Figura 3: Resultados dos campos de temperatura.

Cavidade com: a) M1 - malha de ar; b) M2 - radiação; c) M3 - curva de aquecimento

A Figura 3 representa as curvas da evolução da temperatura nos diferentes pontos nodais dos modelos numéricos, comparativamente ao Test 4 do ensaio experimental (A, E, F). Neste gráfico, encontra-se a curva de incêndio real utilizada no ensaio laboratorial Tf_test4, também utilizada nos modelos numéricos. No modelo M3 a curva de aquecimento considerada na cavidade foi a curva F_Test4 obtida experimentalmente a meio do componente de madeira no interior.

A curva A é aquela que apresenta o maior campo de temperaturas por se localizar entre a interface do gesso e a madeira. A curva E é a que tem um perfil de temperaturas menor por se localizar no interior do componente de madeira.

Em relação à comparação de resultados, o modelo M1 é o que apresenta uma maior variação de resultados. O M3 é o modelo que tem um comportamento mais próximo do experimental, aproximando-se aos resultados obtidos com o modelo M2, podendo ambos validar os resultados do teste utilizado [5].

O campo de temperaturas obtido no instante final, para cada um dos modelos em estudo, encontra-se representado na figura 4.

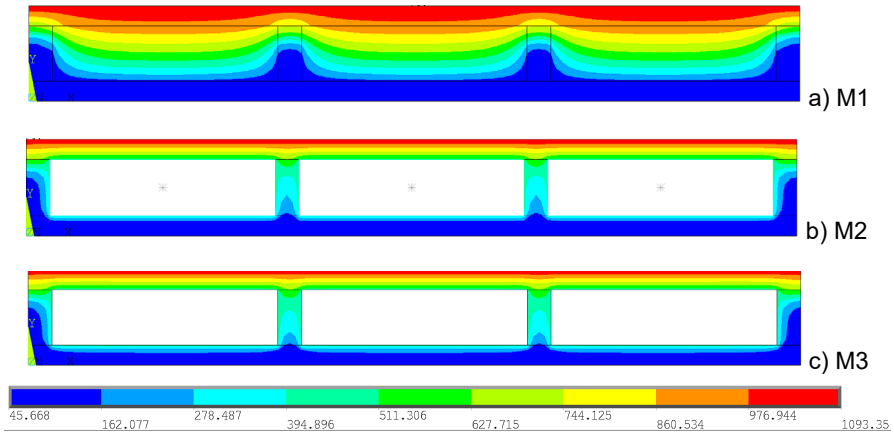


Figura 4: Campo de temperaturas para o instante final de exposição.

Cavidade com: a) M1 - malha de ar; b) M2 - radiação; c) M3 - curva de aquecimento

Observa-se que o perfil de temperaturas entre os modelos M2 e M3 são muito próximas, demonstrando por isso a importância na consideração das condições de fronteira dentro da cavidade. O modelo M1 sendo de condução, não representa na totalidade o ensaio característico neste tipo de componentes.

Os modelos também foram analisados de acordo com a evolução da carbonização ao longo do tempo para os instantes de tempo de 90, 100 e 110 minutos. O perfil de madeira utilizado para analisar a carbonização foi numa seção do montante central, de forma a obter resultados para a

região mais crítica. A temperatura limite considerada para a formação da camada carbonizada, imposta pelos autores, foi 288 ˚C.

A comparação da evolução da carbonização do ensaio experimental foi efetuada com o modelo numérico M3, conforme se representa na Figura 5.

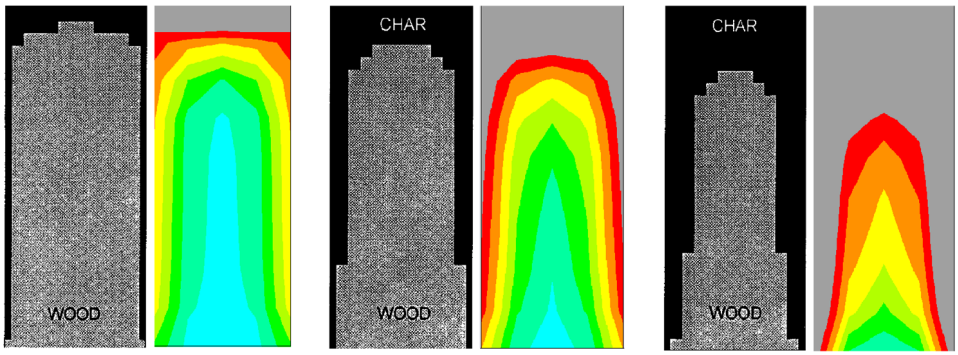


Figura 5: Comparação da evolução da carbonização com o modelo M3

Analisando as imagens, verifica-se que a carbonização no modelo numérico apresenta uma evolução próxima à obtida no ensaio experimental de Takeda e Mehaffey [5]. O modelo M3 utilizado para a comparação de resultados, atesta ser o que melhor representa a evolução de temperaturas para este tipo de modelos construtivos.

5. CONCLUSÕES

Foi utilizado um programa de elementos finitos para análise térmica em regime transiente de elementos construtivos de madeira e placas de gesso com cavidades, sujeitas à ação de incêndio. Foram avaliados os perfis de temperaturas e a seção residual dos elementos em madeira. A validação do modelo numérico, desenvolvido pela utilização de elementos finitos distintos, poderá ser utilizada em posteriores modelos construtivos na avaliação da resistência ao fogo. Em trabalhos futuros pretende-se investigar o efeito da camada de isolamento com diferentes espessuras, sob a camada do elemento de suporte construtivo ao fogo, na avaliação da sua seção residual. As diferentes análises paramétricas permitirão avaliar o tempo de resistência ao fogo, função de diferentes variáveis dimensionais. Para o estudo nos elementos construtivos de madeira não portantes, a resistência ao fogo deve ainda ser verificada relativamente ao isolamento (I) e à integridade (E), EN1363-1, ISO834 e EN1364-1.

REFERÊNCIAS

[1] CEN, EN 1363-1: Fire resistance tests Part 1: General Requirements, Brussels: CEN-European Committee for Standardization, 2012.

[2] ISO, ISO834-1: Fire-resistance tests - Elements of building construction - Part 1: General requirements. International Organization for Standardization, 1999.
[3] CEN, EN 1364-1: Fire resistance tests for non-loadbearing elements. Part 1: Walls. Brussels: CEN, 2015.
[4] Decreto-Lei nº 220/2008 de 12 de novembro, Regime Jurídico de Segurança Contra Incêndio em Edifícios - RJSCIE, Portugal, 2008.
[5] Takeda, H.; Mehaffey, J. R. - *WALL2D: a Model for Predicting Heat Transfer through Wood-Stud Walls Exposed to Fire*, *Fire and Materials*, vol. 22, 1998, p: 133-140.
[6] CEN, EN1995-1-2: Eurocode 5: Design of timber structures. Part 1-2: General Structural fire design, Brussels, 2004.
[7] Carlos Gomes; Elza M. M. Fonseca; Hernâni M. Lopes. - *Thermomechanical Analysis of Steel-to-Timber Connections under Fire and the Material Density Effect*, *Applied Sciences*; vol. 12, 2022, p: 10516.

AVALIAÇÃO DAS DISTÂNCIAS DE SEGURANÇA REGULAMENTARES ATRAVÉS DA SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE FOGOS FLORESTAIS

Ellon Bernardes de Assis*
Investigador de Doutoramento
EESC-USP, CERIS

Antonio Renato Bicelli
Investigador de Doutoramento
CERIS-IST-ID

Mário Rui Arruda
Investigador
CERIS-IST-ID

Carlos Tiago
Professor Auxiliar
CERIS-IST-UL

Pedro Cantor
Investigador de Doutoramento
CERIS-IST-ID

Jorge Munaiar Neto
Professor Associado
EESC-USP

SUMÁRIO
Este trabalho apresenta um estudo numérico, relativamente à influência térmica, provocada pela queima de árvores, de arbustos e de vegetação, em habitações situadas nas proximidades de domínios florestais. Existem presentemente em Portugal um diploma e um despacho (DL82/2021 e D8591/2022), que regulamentam medidas e ações estruturais, operacionais e construtivas relativas à prevenção e proteção da floresta e habitações contra incêndios rurais. Pretende-se verificar algumas das disposições apresentadas nestes diplomas relativamente à ação térmica do fogo florestal nas proximidades de habitações. Aborda-se especificamente o cálculo da radiação térmica incidente numa edificação próxima a florestas. Avalia-se e compara-se os métodos normativos da norma australiana AS 3959:2018 e do despacho português D8591/2022. Por fim, estuda-se a possibilidade de utilizar simulação computacional do incêndio por meio do software FDS.

PALAVRAS-CHAVE: Simulação Numérica do Fogo; Ação Térmica de Fogos Florestais; Verificação de Segurança.

1. INTRODUÇÃO

No contexto de segurança das edificações ao incêndio, pretende-se minimizar os danos à habitação e, em certa medida, proteger os seus habitantes. Para tal, é necessário especificar requisitos construtivos adequados aos diferentes mecanismos de exposição térmica proveniente de um incêndio florestal. Nesse contexto, diversos trabalhos vêm sendo desenvolvidos para caracterizar os diferentes mecanismos de propagação do incêndio na interface urbano-florestal, como o acúmulo de fagulhas [1] e assim propor curvas-padrão de incêndio adequadas para análise de segurança [2].

* Autor correspondente – Universidade de São Paulo, Escola de Engenharia de São Carlos, Av. Trabalhador São-Carlense, 400, 13.566-300, São Carlos, São Paulo, Brasil. email: ellon@usp.br

Por outro lado, é razoável que se estabeleça diferentes níveis de requisitos construtivos com base no nível de exposição térmica esperado, filosofia semelhante a já utilizada para incêndios em ambientes internos de edifícios. Uma opção é utilizar o fluxo de calor incidente devido a radiação como uma variável adequada para categorizar os diferentes níveis de exposição, abordagem utilizada pelas normas australiana e portuguesa [3,4]. Dessa forma, ao estimar-se a incidência de radiação térmica, determina-se o nível de exposição da habitação e os respectivos requisitos construtivos para garantir a segurança. Outra abordagem consiste em utilizar softwares de simulação computacional do fogo, como por exemplo, o *Fire Dynamics Simulator* (FDS) [5] para estimar o fluxo de calor por radiação. O uso da simulação aumenta o nível de flexibilidade da análise ao permitir o controle da geometria do caso específico, características da combustão, entre outros. O cálculo da radiação térmica incidente também é importante para metodologias de projeto baseado em desempenho [6,7], uma vez que, nesse caso, utilizam-se tais valores de exposição para avaliar a integridade dos elementos construtivos e a segurança das pessoas.

Este trabalho aborda o cálculo da radiação térmica incidente numa edificação próxima a um domínio florestal. Avalia-se e compara-se os métodos normativos descritos na norma australiana AS 3959:2018 [3] e no despacho português D8591/2022 [4]. Por fim, estuda-se a possibilidade de se utilizar a simulação computacional do incêndio por meio do software FDS.

2. MÉTODOS NORMATIVOS

Recentemente, Portugal atualizou sua legislação através do DL82/2021 que estabeleceu o Sistema de Gestão Integrada de Fogos Rurais [8]. Dentre as diversas medidas descritas no DL82/2021, elenca-se as situações em que as edificações deverão adotar medidas de proteção relativas à resistência do edifício à passagem do fogo. As medidas de proteção devem seguir os requisitos estabelecidos pela Autoridade Nacional de Emergência e Proteção Civil (ANEPC) no D8591/2022 e fundamentado por seu documento enquadrador [4,9]. Como deixa claro o documento enquadrador, a norma portuguesa tem como referência a australiana, fato evidenciado pela mesma divisão de classes na Classificação de Exposição ao Incêndio Rural (CEIR) ou *Bushfire Attack Level* (BAL), o qual é baseada na estimativa da exposição à radiação térmica. Por outro lado, o método de cálculo do fluxo incidente de radiação térmica é diferente entre as normas. Segue abaixo a descrição dos métodos utilizados.

2.1 Portugal

O Despacho 8591/2022 estabelece os requisitos relativos à resistência do edifício à passagem de fogo rural. Os requisitos estabelecidos em tal despacho inserem-se no Regime Jurídico de Segurança contra Incêndio em Edifícios (RJ-SCIE), publicado pelo Decreto-Lei n.º 220/2008, de 12 de novembro.
Os requisitos construtivos aplicáveis dependem da Utilização-Tipo, Categoria de Risco e Classe de Exposição de Incêndio Rural (CEIR). Os dois primeiros são contemplados nos outros documentos do âmbito do Regime Jurídico de Segurança contra Incêndio em Edifícios (RJ-SCIE). Já o CEIR é calculado com base no fluxo de calor incidente no edifício. O fluxo de calor

incidente no edifício (Φ) é calculado por meio da Equação (1) para aqueles que se encontrem fora de Áreas Prioritárias de Prevenção e Segurança (APPS). Já para aqueles dentro de APPS, considera-se uma majoração de 25% como mostra a Equação (2). DS é a distância de separação horizontal em metros entre o edifício e a mancha de vegetação a ser considerada.

$$\Phi = \Phi_0 \cdot DS^{-k_0} \quad (1)$$

$$\Phi_{\text{APPS}} = 1{,}25 \cdot \Phi_0 \cdot DS^{-k_0} \quad (2)$$

Os valores dos parâmetros Φ_0 e k_0 são obtidos a partir do Quadro A.1 presente no D8591/2022 e dependem da vegetação e do declive do terreno onde as chamas se desenvolvem. A partir do cálculo de Φ ou Φ_{APPS}, determina-se a CEIR conforme o Quadro 1.

Quadro 1: Classes de Exposição ao Incêndio Rural (CEIR)

Classes de Exposição ao Incêndio Rural (CEIR)	Baixa	Média	Alta	Muito Alta	Extrema
Φ ou Φ_{APPS} (kW/m^2)	0 a 12,5	≥12,5 a 19	≥ 19 a 29	≥29 a 40	≥40

De acordo com o Documento Enquadrador da D8591/2022, os limites da classificação apresentados no Quadro 1 foram inspirados naqueles adotados na AS3959:2018 após uma análise considerando as características geográficas portuguesas [9]. Por outro, as Equações (1) e (2) diferem do método de cálculo adotado na AS3959:2018, apresentado a seguir. Até onde vai o conhecimento dos autores, não há publicação abordando os desenvolvimentos que levaram às Equações (1) e (2) e respectivo quadro auxiliar.

2.2 Austrália

A AS3959:2018 [3] também busca categorizar o nível de exposição ao incêndio, *Bushfire Attack Level* (BAL), definindo 5 categorias, BAL-12.5, BAL-19, BAL-29, BAL-40, BAL-FZ, análogas aquelas do CEIR descritas no Quadro 1. Para determinação do BAL é possível utilizar tabelas que permitem facilmente classificar o nível de exposição com base em características da vegetação, declive e distância do edifício à vegetação. No entanto, é possível calcular diretamente o fluxo incidente de radiação térmica através do Anexo B dessa publicação e assim categorizar o nível de exposição.

O cálculo do fluxo de radiação térmica depende do índice de perigosidade (*Fire Danger Index* - FDI) ao incêndio [10] da região ou velocidade do vento, características da vegetação e sua carga de combustível, o declive na área de vegetação, o declive na região entre a vegetação e o edifício e a distância da vegetação ao edifício. Com base nessas informações, utiliza-se equações empíricas para estimar as características da linha de fogo, tais como: taxa de propagação, intensidade e comprimento da chama.

Devido ao grande volume e presença de fuligem, adota-se a hipótese de que a chama é suficientemente densa para que seja considerada opticamente densa, assim como um sólido. Dessa forma, utiliza-se a Equação (3) para estimar o fluxo de radiação térmica (q) em um ponto

de interesse, onde, τ é a transmissividade atmosférica, ϕ é o fator de visualização da chama em relação ao ponto de interesse, σ é a constante de Stefan-Boltzmann, $\varepsilon = 0{,}95$ é a emissividade da chama e $T_f = 1090$ K é a temperatura da chama.

$$q = \tau\phi\left(\sigma\varepsilon T_f^4\right) \tag{3}$$

Para cálculo do fator de visualização são realizadas simplificações à geometria do problema, conforme ilustrado na Figura 1. Considera-se a linha de fogo a uma distância d do edifício e, após calculado o comprimento de chama L_f, calcula-se a inclinação α da chama que leva ao maior fator de visualização. No entanto, não se considera um plano inclinado para o cálculo do fator de visualização, mas admite-se como aproximação razoável um plano vertical de mesma altura da chama e posicionado ao meio do plano inclinado [11]. A expressão integral para cálculo do fator de visualização de tal problema é resolvida através de uma expressão analítica [3,12].

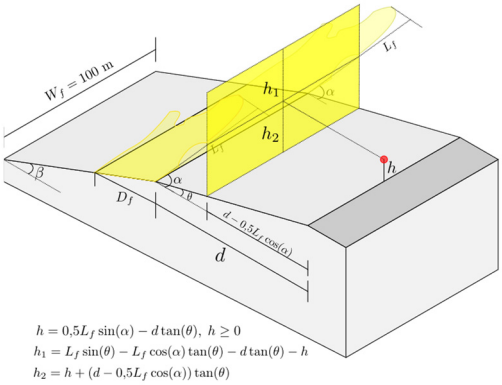


Figura 1: Modelo adotado na AS3959:2018 - plano com temperatura da chama

3. SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE FOGO FLORESTAL

Os modelos de fluidodinâmica computacional tem como ponto de partida a aplicação das leis fundamentais da dinâmica do fogo: as leis de conservação de massa, momento e energia. Há uma grande quantidade de ferramentas de análise fluidodinâmica computacional disponíveis, sejam elas livres ou comerciais. No entanto, o FDS [13] destaca-se por ter sido desenvolvido e validado para diversas situações de incêndio. A primeira versão deste software foi lançada publicamente em 2000 pelo NIST (NATIONAL INSTITUTE OF STANDARDS AND TECHNOLOGY) e desde então vem sendo desenvolvido com auxílio da comunidade científica uma vez que se trata de um *software* livre.

Apesar da existência de alguns trabalhos que utilizam o FDS para simular incêndios florestais e na interface urbano-florestal [7,14], validar tais modelos ainda é um desafio. Isso porque tais modelos idealmente devem lidar com fenómenos que vão da escala de quilómetros, como os processos de propagação do fogo, até a escala de centímetros, como a ignição de fagulhas. Tal

complexidade de fenómenos e escala revela uma oportunidade de pesquisa uma vez que os modelos existentes ainda necessitam ser melhor explorados e validados [15].

4. METODOLOGIA

4.1 Comparação entre método português e australiano

O método de cálculo português do D8591/2022 (Equações (1) e (2)) foi comparado ao australiano da AS3959:2018 (Equação (3)). Para isso foram construídas curvas do fluxo de radiação incidente em função da distância da vegetação para os vários tipos de vegetação, declive do terreno e índice de perigosidade ao incêndio.

4.2 Avaliação do uso do FDS para estimativa do fluxo de calor por radiação

Em uma segunda análise, avaliou-se a possibilidade de utilizar o FDS para cálculo da radiação térmica incidente, e os resultados foram comparados com o método da AS3959:2018. Nesse trabalho os modelos do FDS consideram apenas o caso de vegetação do tipo *Forest*, *Fire Danger Index* (FDI) igual a 40 e distância entre vegetação e edifício de 50 metros. Foram construídos dois modelos com o objetivo de isolar as variáveis que influenciam no problema.

4.2.1 Modelo 1 - "Superfície Quente"

No Modelo 1 considera-se uma superfície sólida plana com temperatura igual a 1090 K, separada do ponto de interesse (edifício) por uma distância igual a 50 metros. Todas as outras fronteiras e o ar são mantidos em temperatura ambiente igual a 308 K. O modelo é uma aproximação direta daquele ilustrado na Figura 1, no entanto, no FDS o fator de visualização e a transmissividade resultam da discretização numérica da equação de transporte de radiação e da aproximação da absortividade do gás carbónico e vapor d'água presente na atmosfera. Com esse modelo avalia-se especificamente o *solver* de radiação e a atenuação atmosférica da radiação térmica para a geometria e condições de contorno aproximada do problema.

Foram construídos modelos para diferentes níveis de declividade. A metodologia da AS3959:2018 foi aplicada resultando nas dimensões apresentadas no Quadro 3. A discretização da malha retangular estruturada adotada foi de $\Delta x \cong \Delta y \cong \Delta z \cong 0{,}5$ m. Já a discretização angular do *solver* de radiação adotada foi de $n_\theta = 800$. A atenuação da radiação devido a presença de vapor d'água (25% humidade relativa) e gás carbónico depende da absortividade espectral desses gases. O FDS simplifica tal problema ao utilizar o conceito de gás cinza removendo assim a dependência espectral na resolução das equações de transporte de radiação. No entanto, tal simplificação é baseada no comprimento de caminho (*path length*) característico dos raios envolvidos no problema específico. Para alvos de interesse distantes da região de emissão recomenda-se a própria distância como *path length* [5]. Assim, utilizou-se a equação $d - 0{,}5L_f \cos(\alpha)$ (ver Quadro 2) para cada um dos problemas simulados. Para isolar a influência do modelo de gás cinza, também foram realizadas simulações com meio não-participante, ou seja, absortividade do ar nula. Uma das fronteiras foi mantida a 1090 K enquanto as outras a aproximadamente 0 K. Nesse caso há influência apenas da aproximação numérica

do fator de visualização. Em ambos os casos, avaliou-se a radiação térmica incidente na cota de h_1 e comparou-se com o valor obtido pela AS3959:2018.

Quadro 3: Dimensões do Modelo 1 para diferentes declives (de acordo com Figura 1)

Declive (°)	h_1 (m)	h_2 (m)	$h_1 + h_2$ (m)	Distância (m) $d - 0{,}5L_f \cos(\alpha)$
0	5,92	5,92	11,84	49,01
5	7,47	7,47	14,93	49,06
10	9,66	9,66	19,31	49,03
15	12,29	13,06	25,35	48,72
30	15,88	17,37	33,25	47,73

Nota: os valores da tabela acima são para o caso: *Forest*, FDI $= 40$ e $d = 50$ m de acordo com AS3959:2018

4.2.2 Modelo 2 – "Linha de fogo"

No Modelo 2, considera-se a simulação da linha de fogo com profundidade D_f (ver Figura 1) e taxa de liberação de calor prescrita de acordo com a intensidade calculada pela AS3959:2018. Utiliza-se a abordagem de prescrever uma taxa de liberação de calor através da correspondente taxa de liberação de combustível, analisando os resultados médios no regime quasi-estacionário. Portanto, nesse modelo não avaliamos a pirólise da vegetação e a taxa de liberação de calor como resultado desse processo. Através desse modelo avalia-se o *solver* fluidodinâmico acoplado com combustão e transporte de radiação térmica.

Nesse modelo estudou-se apenas o caso de declividade nula, $d = 50$ m, vegetação do tipo *Forest* e FDI = 40. Para essas condições, aplicando a metodologia da AS3959:2018 obtém-se $I = 21700$ kW/m, calor de combustão $H = 18600$ kJ/kg e carga de combustível $W = 3{,}5$ kg/m^2. Adota-se tempo de residência $t_r = 30$ s da linha de fogo [16,17]. Assim, é possível calcular a profundidade da chama a partir da definição de intensidade da linha de fogo e taxa de propagação [18] que resulta em $D_f = 10$ m. Dessa forma, adota-se como entrada no FDS um valor de taxa de liberação de calor igual a 2170 kW/m^2 o qual resulta numa taxa de queima do combustível de 0,1167 kg/s·m^2. O combustível utilizado foi o recomendado na documentação do FDS como representativo para vegetação: $C_{2.1}H_{6.2}O_{2.2}$ e fração de fuligem na queima de 1%.

Outra variável importante é a fração, χ_R, da energia de combustão liberada na forma de radiação. Devido a discretização adotada em simulações de incêndio, não é possível estimar adequadamente as temperaturas a nível da chama uma vez que ela tem escala de milímetros. Assim, para estimar a emissão de energia por radiação utiliza-se de dados empíricos que dependem do tipo de combustível e características da chama. Nesse trabalho, adotamos $\chi_R = 0{,}20$ como representativo para um combustível de origem vegetal [19,20].

Para diminuir os efeitos de fronteira na pluma convectiva, a altura do domínio foi considerada igual a 23,68 m (o dobro do adotado no Modelo 1, ver Quadro 3), bem como adotou-se uma distância de 10 m entre a linha de fogo e fronteira do domínio, bem como 308 K para a temperatura de todas as fronteiras do domínio e a temperatura inicial do ar. A discretização da malha retangular estruturada adotada foi de $\Delta x \cong \Delta y \cong \Delta z \cong 0{,}5$ m.

Por outro lado, foram estudados dois valores para a discretização angular do *solver* de radiação: $n_\theta = 800$ e $n_\theta = 1600$. Também foi utilizado modelo de gás cinza com *path length* igual a 50 m. Assim como no Modelo 1, avaliou-se os casos com meio participante e não-participante (absortividade do ar nula). Avaliou-se os valores de fluxo de calor por radiação na cota de h_1 a distância igual a 50 m. Além disso, calculou-se o comprimento da chama médio L_f em regime quasi-estacionário como a altura em que abaixo dela ocorre 95% da liberação de calor.

5. RESULTADOS E ANÁLISE

5.1 Comparação entre método português e australiano

O caso em que há maior semelhança entre o método da AS3959:2018 e do D8591/2022 é obtido quando são considerados o caso de APPS (Equação (2)) referente à D8591/2022 e o caso com *Fire Danger Index* igual a 40 referente à AS3959:2018. As curvas para esse caso, considerando os diferentes tipos de vegetação e declividades do terreno (edifício em cota acima da vegetação) são apresentadas na Figura 2.

Fica evidente ao analisar os resultados que o nível de exposição térmica do modelo da AS3959:2018 é consideravelmente maior quando comparado ao modelo do D8591/2022 para níveis crescentes de declividade do terreno. Não está claro qual o mecanismo de ajuste para diferentes declividades adotado no D8591/2022, uma vez que essa mudança enseja apenas uma mudança nos parâmetros da Equações (1) e (2) com base em uma tabela do referido documento.

Já na AS3959:2018, a mudança da radiação térmica incidente se dá primordialmente pelo ajuste na taxa de propagação do fogo com base na declividade, $R_{\text{slope}} = R \cdot \exp(0{,}069 \cdot \text{slope})$ e na distância horizontal da linha de fogo ao edifício. Tal ajuste se reflete na estimativa do comprimento da chama, intensidade da linha de fogo, ângulo da chama e o fator de visualização.

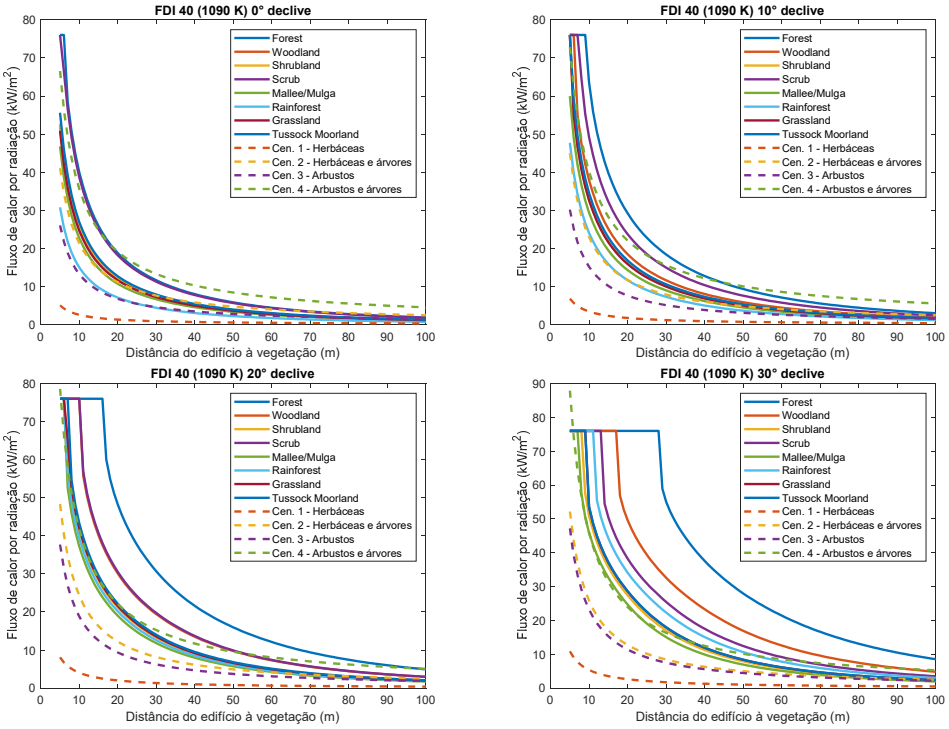


Figura 2: Fluxo de radiação térmica incidente para diferentes declives do terreno – Linhas cheias: AS3959:2018; linhas a tracejado D8591/2022 para APPS

5.2 Avaliação do uso do FDS para estimativa do fluxo de calor por radiação

A avaliação dos Modelos 1 e 2 do FDS foram comparados com as estimativas calculadas pela AS3959:2018. O caso analisado considerou *Fire Danger Index* com valor de 40 e distância de separação entre vegetação e edifício de 50 metros.

5.2.1 Modelo 1 - "Superfície Quente"

O Quadro 4 mostra a comparação entre os resultados da AS3959:2018 e do modelo do FDS para a radiação térmica incidente. As condições de simulação e variáveis analisadas são similares aquelas do método analítico da AS3959:2018. Através da análise dos resultados é possível perceber que, para uma mesma discretização angular $n_\theta = 800$, a capacidade de estimar o valor em um ponto diminui com o aumento da relação $\left(d - 0{,}5L_f \cos(\alpha)\right)/(h_1 + h_2)$ (ver Quadro 3). Ou seja, emissor de pequena dimensão quando comparado a distância do ponto de medição do fluxo por radiação, ou ainda pequeno fator de visualização. Por outro lado, para o caso de declive a 30°, há grande diferença entre a simulação com meio participante e não-participante. Isso pode indicar uma limitação do uso do *path length* do modelo de gás cinza igual a distância para casos com maior fator de visualização.

Quadro 4: Radiação térmica incidente para Modelo 1 - "Superfície Quente"

	Meio participante			Meio não-participante		
	Fluxo de radiação térmica incidente (kW/m^2)			Fluxo de radiação térmica incidente (kW/m^2)		
Declive (°)	AS3959	FDS	Diferença (%)	AS3959	FDS	Diferença (%)
0	5,78	6,94	20,20	7,51	8,97	19,49
5	7,24	7,79	7,54	9,42	10,17	7,96
10	9,30	9,14	-1,73	12,09	12,02	-0,51
15	12,13	12,08	-0,39	15,75	16,13	2,41
20	15,95	15,56	-2,45	20,68	21,04	1,72
30	27,97	26,21	-6,29	35,63	35,77	0,41

5.2.2 Modelo 2 – "Linha de fogo"

O Quadro 5 mostra a comparação entre os resultados da AS3959:2018, do modelo 1 do FDS e do modelo 2 do FDS para os dois níveis de discretização angular estudados. Nesse caso analisamos o fluxo de calor por radiação utilizando a temperatura do ar no ponto de medição de forma similar ao realizado experimentalmente com radiômetros. Nota-se que os resultados da AS3959 incluem radiação de fundo incidente de $\sigma \cdot T_{ar}^4 = \sigma \cdot 308^4 = 0{,}5103$ kW/m^2 para o caso de meio participante. Já os resultados do FDS não a incluem, uma vez que não há transferência de calor quando a temperatura entre o ponto de medição e a temperatura ambiente são iguais.

Quadro 5: Influência da discretização angular no fluxo por radiação

	Meio participante					Meio não-participante				
	Fluxo de calor por radiação (kW/m^2)			L_f (m)		Fluxo de calor por radiação (kW/m^2)			L_f (m)	
n_θ	AS3959	FDS Mod. 1	FDS Mod. 2	AS3959	FDS Mod. 2	AS3959	FDS Mod. 1	FDS Mod. 2	AS3959	FDS Mod. 2
800	5,78	6,42	8,55	12	12,47	7,51	8,92	10,82	12	11,79
1600	5,78	5,72	7,17	12	11,97	7,51	7,94	8,15	12	11,79

Para todos os casos, o comprimento previsto da chama na simulação do FDS é similar aquele previsto no método empírico da AS3959:2018. Com relação ao fluxo de calor por radiação, o aumento na discretização angular aproxima os resultados da simulação do resultado analítico da AS3959:2018. Por outro lado, a aproximação para o caso de meio-não participante é melhor quando comparada ao meio participante. Isso pode ser um indicativo da dificuldade de representação da atenuação da radiação devido a atmosfera utilizando o *path length* igual a distância ao ponto de medição. A Figura 3 e a Figura 4 mostram os gráficos de contorno da intensidade de radiação integrada nas proximidades da linha de fogo.

É possível perceber que pontos distantes do fogo apresentam formato de "estrela" quando deveriam ser suaves, fenômeno esperado devido a discretização angular que é evidenciado em grandes distâncias [5]. A maior discretização angular alivia o problema, ainda que continue

percetível. Cabe lembrar que é preciso encontrar um equilíbrio entre precisão e custo computacional ao decidir sobre a discretização a se adotar.

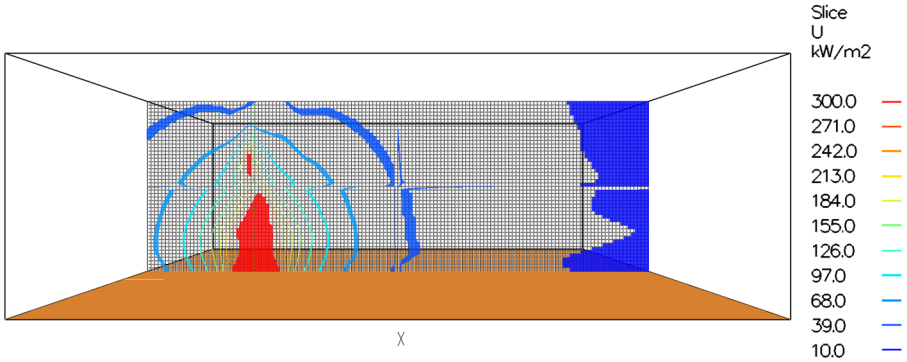


Figura 3: Intensidade de radiação integrada em todas as direções, $n_\theta = 800$

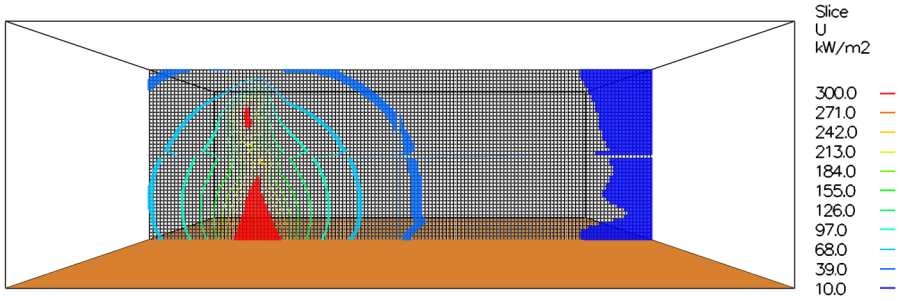


Figura 4: Intensidade de radiação integrada em todas as direções, $n_\theta = 1600$

6. CONCLUSÕES

Neste trabalho foram avaliados três diferentes métodos para estimar o fluxo de calor por radiação em um edifício nas proximidades de um domínio florestal: Despacho 8591/2022 de Portugal, AS3959/2018 da Austrália e simulação computacional utilizando o *software Fire Dynamics Simulator* (FDS). Este cálculo é importante para determinação de distâncias de segurança regulamentares e para estabelecimento dos requisitos construtivos dos edifícios. Os resultados mostraram que o método do D8591/2022 apresenta incrementos nos valores de radiação térmica incidente consideravelmente distintos do método da AS3959/2018 para valores crescentes de declividade do terreno. O método da AS3959/2018 apresenta um nível de incremento de exposição maior para grandes declividades. No entanto, não se pôde estabelecer a origem teórica dessa diferença devido a ausência de informações sobre o método do D8591/2022.

Os estudos utilizando simulação computacional com FDS mostraram que é preciso considerar as diferenças entre um incêndio em um compartimento e em campo aberto. Cabe lembrar que várias configurações padrão desse *software* são adequadas para incêndios em compartimentos.

Alguns pontos de atenção detectados foram as seguintes variáveis: discretização angular, fração radiante da energia de combustão, profundidade da linha de fogo e o comprimento do caminho característico (*path length*) do modelo de gás cinza. Estudar e sistematizar tais características e limitações é essencial para permitir o uso de simulação em investigação científica e na prática de engenharia de segurança contra incêndio.

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001 e com recurso ao financiamento da FCT, através do projeto de investigação “Novas Habitações Anti-Fogo para Fogos Florestais – PTDC/ECI-CON/2240/2020”.

REFERÊNCIAS

[1] Cantor, P.,et al. - *Development of a Standard Firebrand Accumulation Temperature Curve for Residential Wildfire Protection System, Results in Engineering*, Vol. 17, 2023, p. 100935.
[2] Cantor, P., et al. - *Proposal of Standard Wildfire Curves for the Design Protection of Dwellings against Wildland Fire, Journal of Hazardous, Toxic, and Radioactive Waste*, Vol. 26, No. 3, 2022, p. 04022021.
[3] STANDARDS AUSTRALIA. *AS 3959:2018 - Construction of Buildings in Bushfire-Prone Areas*. Standards Australia, North Sydney, N.S.W., 2018.
[4] Administração Interna - Autoridade Nacional de Emergência e Proteção Civil. *Despacho n.o 8591/2022*. In *Diário da República n.o 134/2022, Série II de 2022-07-13*, páginas 67 - 72, 2022.
[5] McGrattan, K., et al. - *Fire Dynamics Simulator User’s Guide*. Publication NIST SP 1019. National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, 2021.
[6] Vacca, P., and Planas, E. - *Deliverable D7.1 - PBD WUI-Specific Final Guideline*. 2021.
[7] Vacca, P., et al. - *WUI Fire Risk Mitigation in Europe: A Performance-Based Design Approach at Home-Owner Level, Journal of Safety Science and Resilience*, Vol. 1, No. 2, 2020, pp. 97–105.
[8] *Decreto-Lei n.o 82/2021, de 13 de Outubro*. In *Diário da República n.o 199/2021, Série I de 2021-10-13*, Lisboa, 2021.
[9] Autoridade Nacional de Emergência e Proteção Civil. *Documento enquadrador - Despacho no 8591/ 2022 de 13 de julho*, 2022.
[10] Noble, I. R., Gill, A. M., and Bary, G. A. V.- *McArthur’s Fire-Danger Meters Expressed as Equations, Austral Ecology*, Vol. 5, No. 2, 1980, pp. 201–203.
[11] Sullivan, A. L., Ellis, P. F., and Knight, I. K. - *A Review of Radiant Heat Flux Models Used in Bushfire Applications, International Journal of Wildland Fire*, Vol. 12, No. 1, 2003, p. 101.
[12] Howell, J. R., et al. - *Thermal Radiation Heat Transfer*. CRC Press, Boca Raton, 2021.
[13] NIST (National Institute of Standards and Technology).- *Fire Dynamics Simulator (FDS) and Smokeview (SMV)*. https://pages.nist.gov/fds-smv/. Accessed Mar. 7, 2022.

[14] Vacca, P., et al. - *Deliverable D6.1 - Recommendations on Structure Survivability and Sheltering Capacity*. 2020.
[15] Manzello, S. L., et al. - *Summary of Workshop Large Outdoor Fires and the Built Environment, Fire Safety Journal*, Vol. 100, 2018, pp. 76–92.
[16] Lattimer, B. Y. *Heat Transfer from Fires*. In *Encyclopedia of Wildfires and Wildland-Urban Interface (WUI) Fires*, Springer International Publishing, 2020.
[17] Bénichou, N., *et al. - National Guide for Wildland-Urban-Interface Fires: Guidance on Hazard and Exposure Assessment, Property Protection, Community Resilience and Emergency Planning to Minimize the Impact of Wildland-Urban Interface Fires*. National Research Council of Canada, 2021.
[18] Byram, G. M. *Combustion of Forest Fuels*. In *Forest fire: control and use* (K. P. Davis, ed.), McGraw-Hill, New York, NY, 1959.
[19] Morandini, F., *et al. - Fire Spread Experiment across Mediterranean Shrub: Influence of Wind on Flame Front Properties*, *Fire Safety Journal*, Vol. 41, No. 3, 2006, pp. 229–235.
[20] Hurley, M. J., *et al.*, Eds.- *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. Springer New York, New York, NY, 2016.

PROPOSTA PARA REGULAMENTAÇÃO NA VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE HABITAÇÕES AO FOGO FLORESTAL

Mário Rui Arruda*
Investigador
CERIS-IST-ID

Pedro Cantor
Investigador PhD
CERIS-IST-ID

António Renato Bicelli
Investigador PhD
CERIS-IST-ID

Ellon Bernardes de Assis
Investigador PhD
EESC-USP, CERIS

Fernando Branco
Professor
Catedrático IST-UL

SUMÁRIO
Este trabalho apresenta uma proposta para a elaboração de regulamentação sobre a verificação de segurança estrutural de habitações sujeitas a fogos florestais. Presentemente existe regulamentação para verificações de segurança a incêndios no interior de edifícios, incêndios exteriores que crescem na fachada de edifícios, e ainda incêndios em situação de acidente devido a ignições com hidrocarbonetos. Todas estas especificações de verificação de segurança encontram-se descritas no EC1-Part-1-2. Recentemente foi publicado um despacho D8591/2022, para complementar o RGSCIE de 2008, baseado em recomendações Australianas para requisitos construtivos, com base na curva nominal ISO-834 para fogos interiores.
Pretende-se neste trabalho uma verificação direta com base em curvas naturais características de fogos florestais, simulando o fluxo de calor por convecção, radiação e ainda os depósitos de faúlhas.

PALAVRAS CHAVE: Verificação de Segurança Estrutural; Fogos Florestais em Habitações; Fogos Nominais vs Fogos Naturais; Construções Anti-Fogo Florestal.

1. INTRODUÇÃO

Atualmente existe regulamentação Portuguesa e Europeia para a verificação de segurança a fogos no interior de edifícios. As necessidades construtivas anti-fogo no interior de edifícios são claramente descritos no RJSCIE [1], e estas usam os conceitos de verificação de segurança de estruturas ao fogo de acordo com os requerimentos do EC1-1-2 [2]. A classifica verificação de segurança de estruturas ao fogo, segue a filosofia de máximo tempo de exposição a uma curva nominal de fogo, que apenas apresenta uma fase de crescimento. Esta curva de fogo, tem sido criticada recentemente devido a limitações, como por exemplo: (i) não contabilizar diretamente a possibilidade de calor libertado devido a elementos estruturais a arderem; (ii) foi padronizada no início do século XX para estruturas de alvenaria e betão, e pela mesma razão pode não

* Autor correspondente – CERIS-IST-ID, Avenida Rovisco Pais, 1, 1049-003 Lisboa, Portugal
email: mario.rui.arruda@tecnico.ulisboa.pt https://whp.tecnico.ulisboa.pt

representar um incendio em estruturas de madeira Figura 1; (iii) não apresenta a fase de decaimento do incêndio que pode ser importante simular do ponto de vista estrutural [3].

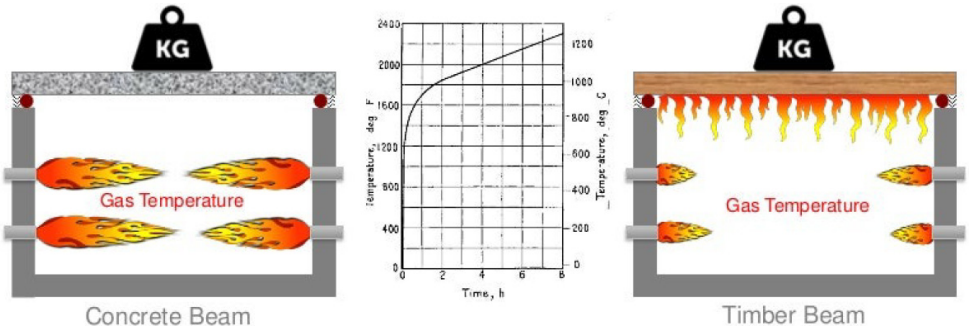


Figura 1: Teste laboratorial de incendio em forno com curva ISO-834. Diferenças entre elementos estruturais combustíveis e não combustíveis.

Isto levou a que vários estudos fossem efetuados e publicados [4,5] de maneira a se obter curvas que fossem adequadas e realistas quando comparadas com um fogo natural Figura 2.

As investigações sobre a propagação do fogo entre níveis de andares adjacentes através das paredes externas são realizadas há muitos anos [6,7]. Estas curvas podem ainda ser adaptadas conforme a propagação do fogo no interior de edifícios: 1º interior entre paredes adjacentes; 2º exterior entre duas janelas exteriores; 3º exterior entre duas paredes exteriores [8,9]. Em nenhum destes casos a curva ISO-834 consegue representar corretamente a propagação real do fogo, e nos últimos 2 casos é bastante mais gravosa promovendo soluções do lado da segurança, mas não económicas.

Tendo em conta o cenário de campo aberto e propagação de calor no exterior, então as curvas ISO-834 [10] podem ser desadequadas para a verificação da segurança das habitações ao fogo florestal. A simulação da ação do fogo florestal numa habitação passa pela consideração da ação direta do fogo através do calor por convenção e radiação das chamas, e ação indireta do fogo florestal através da acumulação de faúlhas. Estas curvas tendem a simular as três fases mais importantes dum fogo natural, a propagação, a combustão continua e o declínio.

Presentemente através do despacho regulamentar [11], apenas é possível usar as curvas nominais ISO-834 em regime transiente para efetuar uma verificação equivalente de segurança de habitações, usando como termo de comparação o fluxo estacionário de fogos florestais [12,13]. Este método simplificativo aplicado ao despacho, para escolher as resistências ao fogo florestal equivalente, é claramente do lado da segurança [14], mas estas podem não ser necessariamente as mais económicas.

A necessidade de verificação de segurança estrutural à acção do fogo florestal é fundamental, para o leitor perceber existe regulamentação para a acção do sismo com um período de retorno de 250 anos, mas não para um fogo florestal com menos de 50 anos de período de retorno.

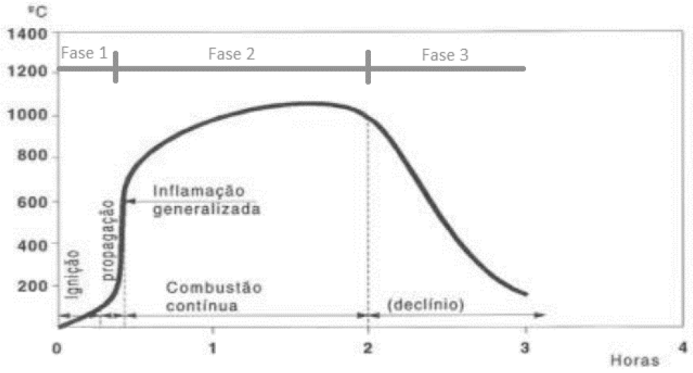


Figura 2: Curva de Fogo Natural.

1.1 Objectivos

O principal objetivo deste trabalho é apresentar uma curva de fogo florestal, que tal como a ISO-834 possa ser usado na verificação de segurança de habitações que possam estar em contacto com a ação dum fogo florestal.

1.2 Significado da Investigação

Em códigos estruturais é prevista ação de cargas acidentais em estruturas, como sismos, incêndios, explosões e ainda incêndios nos interiores de edifícios. Em todo o caso, ação regulamentar dum fogo florestal é inexistente em códigos estruturais.
Com esta proposta de regulamento passa a ser possível usar curvas próprias de fogo florestal, para efetuar um dimensionamento de resistência ao fogo ótimo e económico de habitações contra ação dum fogo florestal.

2. VERIFICAÇÕES DE SEGURANÇA REGULAMENTARES

A conceção de uma casa “antifogo” é conseguida com a utilização de elementos construtivos que tenham capacidade resistente ao fogo, o que é definido através de ensaios com um fogo padrão [10]. Os principais parâmetros a considerar nesta caracterização, são:

a) A resistência ao fogo de um produto da construção cujas principais classes são [1]: **R** – Capacidade de suporte de carga; **E** – Estanqueidade a chamas e gases quentes; **I** – Isolamento térmico. Às classes anteriores estão associadas categorias que representam a duração em minutos requerida (15, 30, 45, 60, 90, 120, 180, 240, 360 min.). Uns elementos com resistência REI 60 tem uma capacidade de suporte de carga (R), estanqueidade (E) e um isolamento térmico (I) que resistem durante 60 minutos.
b) A reação ao fogo que se baseia na capacidade de inflamação de um dado material com a classificação A1, A2, B, C, D, E e F, em que a Euroclasse A1 significa que o material é 100% incombustível [15], como por exemplo, a lã de rocha. A madeira ao contrário, por exemplo, é um material da classe D.
   Nos produtos combustíveis, a produção de fumo é classificada, de menor para maior, como s1, s2 e s3 e a queda de gotas ou de partículas inflamadas pode ser d0, d1, d2, sendo d0 um produto sem gotas/partículas inflamadas.

A conceção de uma casa "anti-fogo" implica que esta: (i) deva resistir à passagem próxima de um fogo florestal; (ii) deva estar protegida contra a entrada de faúlhas; (iii) e em situações urbanas deva estar protegida contra o eventual fogo de habitações próximas. Esta casa deverá resistir ao fogo de modo que os seus residentes permaneçam no seu interior em segurança por um período estimado em 30 minutos, associado à passagem de um fogo florestal numa casa isolada [16] ou durante cerca de 60 minutos no caso de uma habitação próxima que possa arder.

É importante referir, que ao contrário das curvas ISO dum incêndio num interior dum edifício, um fogo florestal possui uma temperatura máxima de 800°C a 900°C durante um período médio de 3 a 5 minutos, dependendo do vento, da combustibilidade da floresta e ainda da topografia [17]. Deste modo, mesmo que um fogo florestal dure 30 minutos na máxima temperatura, está claramente abaixo dos 950°C, usualmente associado à resistência do betão e dos tijolos durante 60 minutos. Ou seja, esta metodologia de casa anti-fogo florestal, com base em disposições regulamentar de fogos interiores é claramente conservativa.

3. REGULAMENTAÇÃO NA PROTEÇÃO AO FOGO FLORESTAL

Os incêndios florestais têm sido um grande problema a nível mundial, especialmente no período da estação seca. As condições meteorológicas são uma das principais causas destes incêndios, nomeadamente, as condições extremas de baixa humidade e a elevada velocidade do vento [18] que provocam uma maior celeridade na sua propagação.

A passagem dos fogos florestais para os aglomerados urbanos está associada a interface urbano-florestal (IUF): "o fogo de interface é qualquer ponto onde o combustível que alimenta um incêndio florestal muda de combustível natural (florestal) para combustível produzido pelo homem (urbano)" [19]. Se for possível que as habitações sejam resistentes ao fogo, então este problema deixa de incluir os aglomerados urbanos, passando a ser apenas um problema de incêndio florestal [20].

O problema dos incêndios na interface urbano-florestal depende essencialmente da exposição das casas e da sua vulnerabilidade. O termo *Home Ignition Zone* [21,22] divide o espaço correspondente às estruturas e à sua envolvente, em três zonas com prioridades de atuação, respetivamente: à distância de 10m, 30m e 100m das habitações.

Um incêndio florestal pode atingir casas diretamente através das chamas, e da radiação ou indiretamente devido às faúlhas, aspeto que é considerado como o principal responsável pela ignição de estruturas no contexto da IUF [23,24,25,18]. As faúlhas, são fagulhas/faíscas compostas por fragmentos de material em combustão. Produzem-se através das chamas na vegetação, podem ter no máximo 3cm de diâmetro [18] e em épocas secas, quase sempre podem criar novos fogos pontuais [26]. Basta que as faúlhas se coloquem nas zonas mais vulneráveis de uma estrutura (e.g. fissuras) para que ocorra uma combustão.

3.1 Medidas para Reduzir o Combustível nas Habitações

A legislação portuguesa para proteção das habitações [27], impõe executar faixas de proteção de "largura não inferior a 50m, medida a partir da alvenaria exterior do edifício, sempre que esta faixa abranja terrenos ocupados com floresta, matos ou pastagens naturais" e uma "largura definida no Plano Municipal de Defesa da Floresta Contra Incêndios PMDFCI [28], com o mínimo de 10 m e o máximo de 50m, medida a partir da alvenaria exterior do edifício, quando a faixa abranja exclusivamente terrenos ocupados com outras ocupações".

"Nos aglomerados populacionais inseridos ou confinantes com espaços florestais, e previamente definidos nos PMDFCI, é obrigatória a gestão de combustível numa faixa exterior de proteção de largura mínima não inferior a 100m, podendo, face à perigosidade do incêndio rural, outra amplitude ser definida nos respetivos planos municipais de defesa da floresta [28]. Além da legislação anterior foram ainda difundidas diversas medidas de preparação da sociedade para a proteção contra incêndios florestais de que se referem, [29]: i) Criar uma faixa de proteção de 50m à volta da casa; ii) As árvores e arbustos de casas com jardins devem estar a 5m da casa; iii) Manter uma faixa com 1 a 2m de pavimento não inflamável à volta da casa (por exemplo: cimento, mosaico); iv) O acesso à casa deve estar sempre limpo e desobstruído, bem como telhados, caleiras e passadiços de madeira que facilmente acumulam folhas. É conveniente fazer a manutenção destas zonas regularmente para que, no caso de incêndio, estas zonas não sejam zonas de possível ignição; v) É necessário instalar uma rede de retenção de faúlhas nas chaminés da casa. Esta rede é constituída por fibras de aço ou metal e deverão ser os próprios cidadãos a adquirir, através de empresas da especialidade, e a instalar. Em caso de incêndio estar atento às frestas das portas e das janelas por onde as faúlhas possam entrar; vi) Avisar as autoridades se houver lixo acumulado próximo das habitações.

3.2 Técnicas Construtivas Anti-Fogo Florestal

Foi publicado em [30], um estudo com base nos inquéritos de incêndios em habitações devido a fogos florestais [31,32], onde se desenvolveram as necessidades construtivas anti-fogo dependendo de possíveis locais de ignição e tipo de material das habitações, Figura 3.

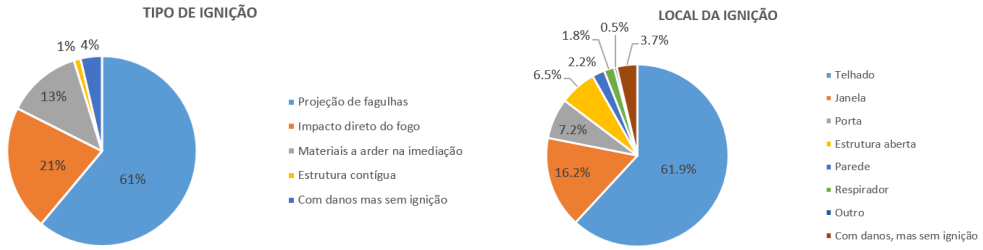
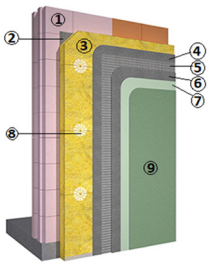


Figura 3: Tipo e local de ignição reportado nos relatórios dos peritos.

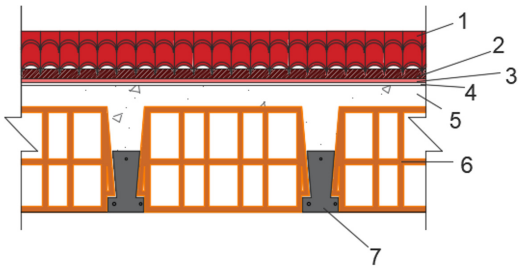


1 – Suporte de alvenaria;
2 – Argamassa de colagem;
3 – Lã de vidro;
4 – Argamassa de revestimento;
5 – Rede de reforço;
6 – Argamassa de revestimento;
7 – Primário de regularização;
8 – Fixação mecânica (bucha);
9 – Acabamento.

Figura 4: Solução ETIC anti-fogo para a fachada das paredes.

Para a concretização destas medidas, foram contactadas várias empresas que estudaram várias soluções com adaptação específica dos seus produtos, o que permitiu conduzir às propostas de soluções "anti-fogo" com proteção da envolvente exterior, ou seja, das paredes, das coberturas, e das janelas e portas, Figura 4 a Figura 6.

Estas soluções construtivas foram estudadas e os seus resultados apresentados em [33,34], nos quais se estudaram soluções construtivas com um mínimo EI60, onde para as paredes, portas e janelas se adotou B-s2-d0, mas para telhados a reação ao fogo podia ser no mínimo C-s2-d0. Em todo o caso, uma vez mais se refere, que a resistência EI60 pode ser conservadora e é necessário estudar a resistência a verdadeiras curvas de fogo florestal.



1 – Telha cerâmica;
2 – Ripado;
3 – Membrana impermeável;
4 – Isolamento térmico (Rockwool);
5 – Betão complementar;
6 – Abobadilha cerâmica;
7 – Vigotas;

Figura 5: Solução de telha cerâmica com isolamento de Rockwool.

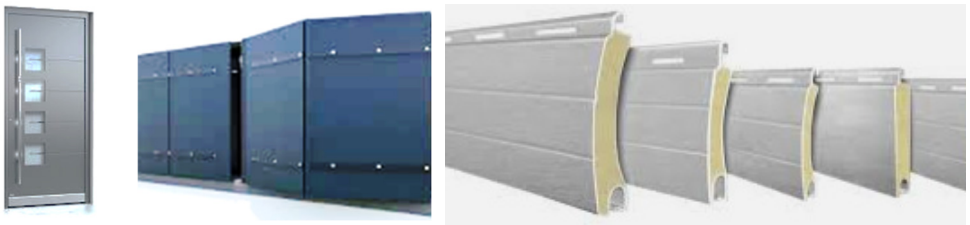


Figura 6: Solução de porta corta-fogo, portada de janela de alumínio com núcleo de lã de vidro, e ainda estores com núcleo espuma de poliuretano corta-fogo.

3.3 Requisitos de Proteção das Habitações

Foi publicado recentemente um despacho [11] que inumera as necessidades de proteção para habitações na IUF, com base em fluxo de calor no pico estacionário de fogos florestais, que se relacionam indiretamente com as curvas nominais em regime transiente. Este estudo foi baseado na Norma australiana AS 3959:2018 e no Código de construção norte americano Wildland Urban Interface Code 2021 [12,14]. A título de exemplo apresenta-se desenhado na Figura 7 o fluxo de calor estacionário no cenário 4 com declive 0º, e ainda fora da zona APPS (1), que segundo o regulamento incide na habitação.

$$q = 227.004 \times (dist)^{-0.901} \quad (1)$$

Os autores constatam que na realidade diversos estudos mostram que o pico do fluxo de calor de fogos florestais pode atingir valores de 150kW/m^2, dependendo do vento, combustível (árvores ou arbustos) e ainda da geografia [13,35]. Em todo o caso, este valor é apenas de pico, estando sempre em declínio durante o máximo 10 a 20 minutos. Mesmo admitindo uma aproximação de pico constante no tempo, este não duraria mais de 2 minutos. Assim sendo, este método é extremamente conservativo, e garante claramente a segurança dos residentes quando comparado diretamente com o fluxo da curva ISO-834.

Por exemplo para uma árvore ou arbusto a 2 metros de distancia duma habitação, temos um fluxo de calor de 121kW/m^2, o que representa segundo a Quadro 1, uma classe de exposição ao incendio rural (CEIR) extrema, e segundo a Quadro 2, pode requerer uma resistência ao fogo entre EI60 e EI180 para janelas, e uma reação ao fogo A1 ou A2 s1,d0.

Para uma habitação corrente estes requisitos anti-fogo florestais são claramente não económicos, e a escolha de materiais na indústria da construção pode ser difícil, principalmente para janelas e portas do usual proprietário. Mesmo em casos de reabilitação de habitações antigas, o uso destes níveis de proteção, podem tornar economicamente inviável qualquer intervenção.

Em todo o caso, refere-se uma vez mais que a segurança dos residentes é garantida. Refere-se também que em comparação com a Norma australiana AS 3959:2018, esta admite uma necessidade de proteção de habitações ao fogo florestal entre EI30 e EI120, valores menos conservadores que a norma portuguesa.

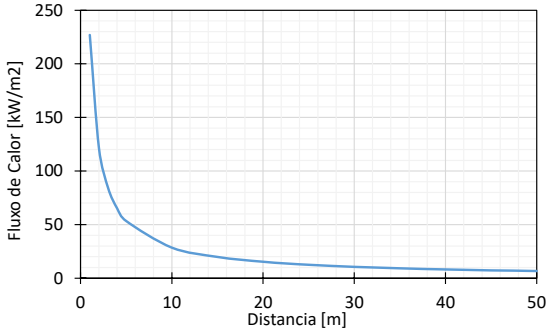


Figura 7: Fluxo de calor estacionário em função da distância da árvore ou arbusto a arder.

Quadro 1: Classes de exposição ao incendio rural segundo [11].

Classes de Exposição ao Incêndio Rural (CEIR)	Baixa	Média	Alta	Muito Alta	Extrema
Φ (kW/m^2)	0 a 12,5	≥12,5 a 19	≥19 a 29	≥29 a 40	≥40

Quadro 2: Necessidades resistência ao fogo segundo [11].

Utilização-Tipo (UT)	Classe de Exposição ao Incêndio Rural (CEIR)	Categorias de Risco (CR)			
		1.ª	2.ª	3.ª	4.ª
I, III, IV, V, VI, VII, VIII, X e XI	Baixa ou Média.	EI 45	EI 60	EI 60	EI 90
	Alta ou Muito Alta	EI 60	EI 60	EI 60	EI 90
	Extrema	EI 60	EI 60	EI 90	EI 120
II, IX e XII	Baixa ou Média.	EI 45	EI 60	EI 120	EI 120
	Alta ou Muito Alta	EI 60	EI 90	EI 120	EI 120
	Extrema	EI 60	EI 90	EI 120	EI 180

4. PROPOSTAS DE VERIFICAÇÃO DA RESISTÊNCIA AO FOGO FLORESTAL

Apresenta-se neste capítulo as propostas para a verificação da segurança de habitações a fogos florestais, usando uma verificação simplificada mais conservadora.

4.1 Ação do Fogo Florestal

Recentemente foram publicadas algumas propostas, para modelar a ação do fogo florestal numa habitação. Procurou-se inicialmente estudos sobre a medição de temperaturas em termopares devido à queima de árvores e arbustos [Cantor et al. 2022b], e através de tratamentos estatísticos foi possível propor uma curva característica a 95% (4) de fogo florestal Figura 8. Esta curva estava em linha de conta com relatos de estudos anteriores, que apontavam para temperaturas máximas de 800 a 900°C que se mantinham estáveis durante 2 a 10 minutos dependendo do vento, da combustibilidade da floresta e ainda da topografia [17]. Foi demonstrado em [36], que estas curvas características quando numericamente simuladas, com recurso a uma análise não linear térmica em estruturas, os efeitos térmicos no interior eram maiores do que os valores “in

situ" medidos com termopares na floresta por outros autores. Propuseram-se curvas de fogo florestal, para o efeito térmico das arvores e arbustos em separado, e ainda a combinação envelope de ambos em simultâneo.

$$T_e[°C] = T_{max}\left[\frac{t[sec]}{t_{max}[sec]}\exp\left(1-\frac{t[sec]}{t_{max}[sec]}\right)\right]^{c_{cool}} \geq T_{amb} \quad (2)$$

$$T_f[°C] = \begin{cases} T_{max} \times (1-\exp(-a_1 \times t)) + T_{amb} & \text{se } t \leq 3600s \\ -\frac{T_{max}}{3600} \times t + 2 \times T_{max} + T_{amb} & \text{se } t > 3600s \end{cases} \quad (3)$$

$$T_e[°C] = 1050\left[\frac{t[sec]}{150}\exp\left(1-\frac{t[sec]}{150}\right)\right]^{1.0} \geq 50 \quad (4)$$

$$T_f[°C] = \begin{cases} 430 \times (1-\exp(-0.003685 \times t[sec])) + 50 & \text{se } t \leq 3600s \\ -\frac{430}{3600} \times t[sec] + 2 \times 430 + 50 & \text{se } t > 3600s \end{cases} \quad (5)$$

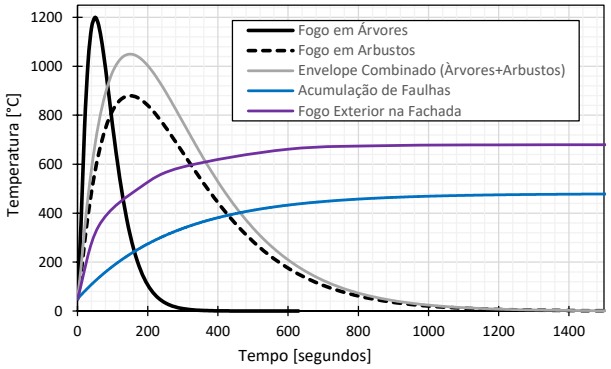


Figura 8: Curvas usadas para a simulação da ação do fogo florestal numa habitação.

A temperatura de contacto na superfície por acumulação de faúlhas já foi estudada por vários autores [37], onde se demonstrou que a temperatura da faúlha não é necessariamente a que é transmitida à superfície [25]. Isto deve-se que mesmo as faúlhas também apresentam transferência de transferência de fluxo por convenção e radiação [38]. Recentemente usando vários tipos de madeira e através da promoção de vários ensaios laboratoriais térmicos com recurso a termopares, foi também possível estimar uma curva característica de 95% (5) de temperatura numa superfície plana Figura 8, devido à ação de faúlhas [39]. Foi também numericamente simulada, com recurso a uma análise não linear térmica numa superfície plana, e comparada com os valores experimentais medidos com termopares no laboratório, sendo esta mais gravosa.

Ao contrário das curvas nominas ISO-834 para fogos no interior de edifícios, estas novas curvas propostas para fogos florestais, possuem as 3 fases dum fogo natural, sendo semelhantes a

"performance base curves" que são possíveis de usar no EC1-1-2, para verificar necessidades de resistência ao fogo.

4.2 Classes de Exposição ao Fogo Florestal

Devido à variabilidade do crescimento e modificação das zonas verdes em redor das habitações, apenas se admitem 3 cenários possíveis Figura 9 de exposição de habitações ao fogo florestal. No cenário a) a habitação encontra-se isolada no campo, sem arvores e arbustos a menos de 50 metros ou mesmo sem habitações na sua proximidade a menos de 10 metros. Está envolta apenas por mato rasteiro, deste modo o único contacto com o fogo florestal é a acumulação de faúlhas.

No cenário b) admite-se também a habitação isolado no mato, mas neste caso rodeada de arvores e árbutos, mas sem habitações a menos de 10 metros. Neste caso é necessário considerar o efeito conjunto da ação do fogo florestal, ou seja, a combinação da transmissão de calor das chamas por radiação e convecção e ainda o efeito térmico na superfície devido á acumulação de faúlhas.

No cenário c) admite-se uma habitação na interface urbano florestal que pode estar rodeada de arvores e arbustos, e ainda de outras casas que podem começar a arder. Neste cenário tem de se considerar a exposição do fogo florestal do cenário b), e ainda a possibilidade dum fogo exterior devido a uma casa vizinha a arder, onde conservativamente se usa a curva de incendio exterior (6) descrita no EC1-1-2.

$$T_{ext}[℃] = 660(1 - 0.687 \times \exp(-0.32t[min]) - 0.313 \times \exp(-3.8t[min])) + 20 \quad (6)$$

$$T_{ISO}[℃] = T_0 + 345 \times \log_{10}(8 \times t[min] + 1) \quad (7)$$

Considera-se que não existe grande transmissão de calor por convenção, caso a distância da chama seja acima de 10 metros, Figura 10, e não existe grande transmissão de calor por radiação, caso a distância da chama seja acima dos 50 metros, Figura 11. Em todo o caso, de acordo com os relatórios de peritos a projeção de faúlhas pode gerar ignições em habitações até 2.0km de distância [40] Figura 12.



a) Isolada no campo apenas com mato rasteiro.

b) Rodeada de arvores e arbustos no campo.

c) Na interface urbana florestal.

Figura 9: Hipóteses de exposição de habitações ao fogo florestal.

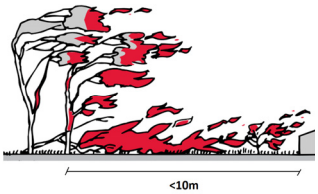


Figura 10: Transmissão de calor por convecção.

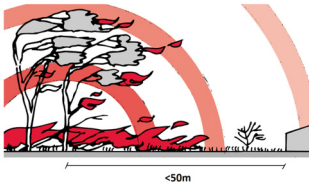


Figura 11: Transmissão de calor por radiação.

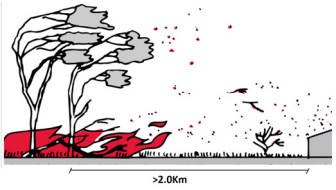


Figura 12: Transmissão de calor por transporte e acumulação de faulhas.

4.3 Verificação por Curvas de Temperatura

Denomina-se o contacto direto das arvores e arbustos arder como a ação direta do fogo florestal e a acumulação de faúlhas é denominada a ação indireta do fogo florestal na habitação. Para ação direta, usa-se a curva envelope de fogo florestal (2), para simular a acção de arvores e arbustos a arderem, os quais transmitem calor por convecção e radiação. Para ação indireta usa-se a curva da temperatura da acumulação de faúlhas (3). Completa.

4.3.1 Filosofia para Capacidade de Carga

Estes curvas são implementadas de acordo com a regras do EC2-1-2, exatamente como curvas de fogo natural, nos quais são verificados os requisitos de segurança estrutural ao incendio, para um dado período de exposição. Em todo o caso, a filosofia regulamentar capacidade de carga (R), não pode ser a mesma do [41], isto porque a habitação tem de resistir à total passagem do fogo florestal, e não a um tempo mínimo de exposição que possa levar à evacuação da estrutura. Neste caso é imperativo que a habitação tenha um tempo mínimo de exposição fixo de 2 horas, e estas não são equivalente às 2 horas da curva da ISO-834, isto porque as curvas de fogo florestal possuem rápido aquecimento e mais tarde arrefecimento.

4.3.2 Filosofia para Estanquidade e Isolamento

Para a verificação da estanquidade os requisitos (E), os requisitos descritos [41] são suficientes. Relativamente ao isolamento térmico (I) os valores regulamentares não são realistas, isto porque se quer que a habitação seja usada para proteger os habitantes do fogo florestal. Assim sendo o incremento de temperatura de 140ºC, é exagerado, e tem de se garantir uma temperatura interior de conforto abaixo dos 45ºC de maneira que os habitantes não evacuem as suas habitações por calor desconfortável. Em ambos os casos esta verificação tem de ser feita para um período fixo de exposição de 2 horas.

4.3.3 Condições de Convecção e Radiação

Estas curvas de fogo florestal, são aplicadas nas fachadas de estruturas como superfícies de convecção e radiação. De acordo com o EC2-1-2, para fogos naturais, o coeficiente de convecção a adotar deve ser de 35W/m^{2}K, e tendo em conta a alta variabilidade da chama do fogo florestal, adota-se um coeficiente de emissividade de 1.0. De acordo com trabalhos efetuados por [38], também na acumulação de faúlhas, existe transmissão de calor por convecção e radiação, assim sendo estes coeficientes também podem ser aplicados às curvas de temperatura por acumulação de faúlhas.

4.3.4 Cenários de Exposição de Habitações ao Fogo Florestal

Para o cenário a) de exposição usa-se apenas a ação indireta do fogo florestal, visto se considerar que não existe árvores ou arbustos à volta da habitação, Figura 13. Para o cenário b) de exposição admite-se a exposição mais desfavorável da combinação conjunta da ação direta e indireta do fogo florestal Figura 14. Finalmente para o cenário c) admite-se a exposição mais desfavorável da combinação conjunta da ação direta e indireta do fogo florestal e ainda da ação isolada dum incendio na fachada exterior dum edifico caso estas estejam presentes no mesmo cenário de exposição na Figura 15.

É importante referir que a combinação da curva de acumulação de faúlhas, com a curva envelope de árvores e arbustos apresentada na Figura 14, pode não ser a mais desfavorável, isto porque pode depender das propriedades térmicas dos materiais. Ou seja, pode ser possível primeiro aplicar apenas a curva da acumulação de faúlhas durante uma hora, e só depois sobrepor a curva envelope de árvores e arbustos.

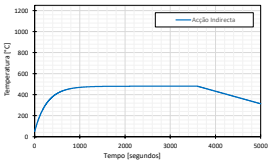


Figura 13: Cenário a) curva de acumulação de faúlhas.

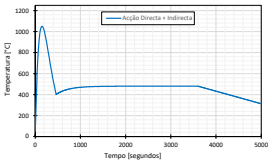


Figura 14: Cenário b) curva de acumulação de faúlhas + curva envelope de fogos em árvores e arbustos.

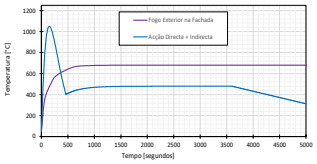


Figura 15: Cenário c) curva de acumulação de faúlhas + curva envelope de fogos em árvores e arbustos & curva de fogo exterior na fachada de habitação.

4.4 Verificação Simplificada

Tal como o regulamento de conforto térmico de edifícios [42], que dispõem de regras simplificadas para arquitetos puderem escolher os materiais isolantes, também nesta proposta de regulamentação se propõem a possibilidade de uma rápida verificação. Neste caso procura-se uma relação matemática entra as curvas de fogos naturais e as curvas de incendio nominais ISO-834. Existem várias maneiras de comparar a severidade dos fogos naturais, com a severidade da curva ISO-834.

O primeiro método é com base na integração no tempo dos fluxos dos fogos naturais com os fluxos da ISO-834, método do fluxo de calor equivalente [43], mas tem se sempre uma dependência do coeficiente de condução, calor específico e densidade de massa da parede exposta ao fogo (8). Admitindo um corpo semi-infinito adiabático, com o fluxo constante ao longo dum curto espaço de tempo, é possível calcular a temperatura na superfície (9). Como hipótese que a temperatura da superfície esteja muito próxima da temperatura da curva ISO-834, então pode se também aproximar o fluxo por (10). Igualando no final a energia absorvida no fogo natural, com a da curva ISO-834 (11).

$$T_{ISO} - T_{amb} = 345 \times \log_{10}\left(\frac{8t}{60} + 1\right) \simeq 230t^{1/6} \quad (8)$$

$$T_{SUF} - T_{amb} = \frac{2q}{\sqrt{\pi}}\sqrt{\frac{t}{kpc}} \quad (9)$$

$$q \simeq \frac{\sqrt{\pi}}{2}\sqrt{\frac{k\rho c}{t}}230t^{1/6} \quad (10)$$

$$E(t) = \int_0^{t_d} q_{florestal}(t)dt = \frac{3\sqrt{\pi}}{4}\sqrt{k\rho c}230t_d^{2/3} \quad (11)$$

Outra hipótese é usar o método da energia de tempo equivalente proposta por [44]. Este problema é não linear, isto porque o fluxo depende sempre da temperatura imposta T_{ISO} e ainda da temperatura na superfície T_{SUF} que é uma incógnita do problema (12). É em todo o caso é possível efetuar para certos coeficientes de convecção e radiação algumas simplificações e calcular a energia absorvida (13), para comparar o fluxo da curva ISO-834 com a curva de fogo natural.

$$q_{ISO} = h_c(T_{SUF} - T_{ISO}) + \varepsilon\sigma((T_{SUF} + 273)^4 - (T_{ISO} + 273)^4) \quad (12)$$

$$E(t) = \int q_{florestal}dt = \int q_{ISO}dt \quad (13)$$

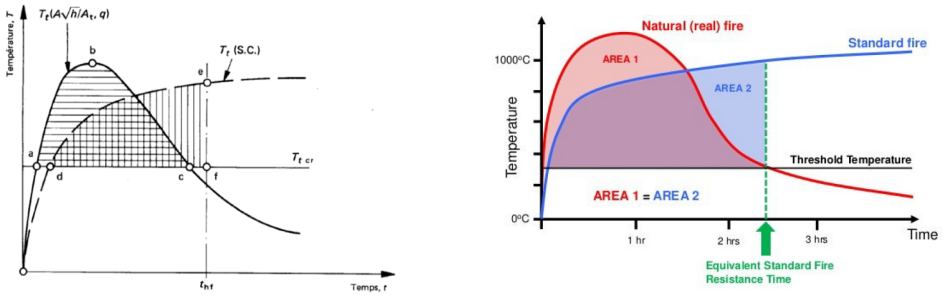
O problema destes 2 métodos é que os fluxos dados pelo [11,27] são em regime estacionário, apenas dependem da distância à fonte de calor. A curva ISO-834 é em regime transitório, ou seja, a comparação pode ser fisicamente não valida, e mesmo muito a favor da segurança sendo no final não económica.

Ou seja, apesar da robustez teórica do método do fluxo de calor equivalente, é necessário claramente uma definição da proximidade da árvore ou arbusto da habitação e ainda das propriedades térmicas da convecção, radiação ou das propriedades de condução, calor específico e densidade da parede da fachada da habitação, que no início são incógnitas do problema.
De maneira a tentar eliminar algumas variabilidades do problema, incluindo variáveis e propriedades térmicas, usa-se um método mais simples, mas de caracter principalmente empírico.

Para a verificação simplificada usa-se o método da área equivalente proposto por [45,46], o qual propõem em comparar o efeito do fogo natural, com o tempo equivalente de exposição à curva nominal ISO-843. Este método foi obtido por métodos empíricos, no qual o autor procurou uma severidade/exposição equivalente de fogo através de observação experimental. O autor queimou mobila em compartimentos com a ventilação mais desfavorável, e permitiu que o fogo se extinguisse sozinho, e chegou à conclusão que existe uma relação entre a área do gráfico de temperatura dum fogo natural e área dum incendio nominal acima duma temperatura critica que podia variar entre 150ºC a 500ºC. É importante considerar que este método carece de avaliação de diferentes condições de ventilação e ainda variações térmicas nas fronteiras dos compartimentos.

Em todo o caso, a relação entre severidade do fogo e tempo de equivalência ainda carece de alguma validação científica e é mesmo ainda debatida na comunidade científica. Por exemplo [44,47] afirmou que o método de área equivalente para estimar o tempo de exposição equivalente, pode apresentar resultados demasiado gravosos para fogos de tempo longo, e resultados inconsistentes para fogos de tempo curto. Para fogos em compartimentos fechados e paredes de contraplacado, também [48] encontrou alguma variabilidade quando aplicou o método da área equivalente.

Deste modo aplica-se sempre o método da área equivalente, mas sempre com ideia de que este pode ser contra a segurança, deste modo aplica-se um coeficiente de segurança de 1.5 nas áreas dos gráficos de fogos longos, para eliminar alguma variabilidade exposta por outros autores. O valor de temperatura critica vai ter for influência no valor de calculo das áreas, deste modo adotou-se o valor médio da temperatura de combustão espontânea da madeira 300ºC, [49].



a) Gráfico original b) Figura ilustrativa

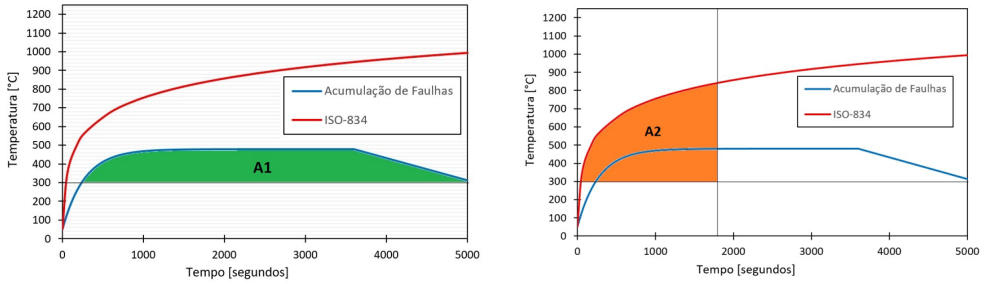
Figura 16: Método da área equivalente, para o cálculo do tempo equivalente de exposição da curva nominal ISO-834.

Para o cenário a), comparou-se a área do método equivalente da curva da acumulação de faúlhas A1 com a curva ISO-834 A2 Figura 17, onde se calcular os integrais por baixo da área, admitindo a temperatura critica anteriormente mencionada.

$$A_1 = \int_{237}^{5000} \left(T_f(t) - 300\right)dt = 691 \times 10^3 ℃.sec \tag{14}$$

$$A_2 = \int_{40}^{1800} \left(T_{ISO}(t) - 300\right)dt = 715 \times 10^3 ℃.sec \tag{15}$$

$$A_1 \leq A_2 \tag{16}$$



a) Área equivalente na acumulação de faúlhas.

b) Área equivalente na curva ISO-834 para acumulação de faúlhas.

Figura 17: Método da área equivalente, para o cálculo do tempo equivalente de exposição da ação indireta do fogo florestal.

Ou seja, para o cenário a), só devido à acumulação de faúlhas é necessário um tempo equivalente de exposição à ISO-834 de 1800sec, o que significa, é necessário no mínimo uma resistência ao fogo REI30 para elementos estruturais, e EI30 para elementos não estruturais (16).

Para o cenário b), admite-se a ação conjunta da ação da acumulação de faúlhas e ainda a curva envelope a curva envelope de árvores e arbustos (20). Esta simplificação é do lado da segurança, mas serve para simplificar os cálculos.

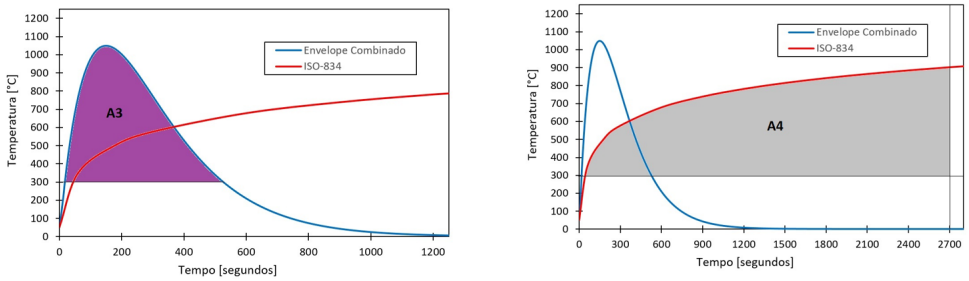
Ou seja, para o cenário b), para ação conjunta do fogo das árvores e ainda a acumulação de faúlhas é necessário um tempo equivalente de exposição à ISO-834 de 2700sec, o que significa, que é necessário no mínimo uma resistência ao fogo REI45 para elementos estruturais, e EI45 para elementos não estruturais.

$$A_1 = \int_{237}^{5000} \left(T_f(t) - 300\right)dt = 691 \times 10^3 ℃.sec \quad (17)$$

$$A_3 = \int_{18}^{520} \left(T_e(t) - 300\right)dt = 155 \times 10^3 ℃.sec \quad (18)$$

$$A_4 = \int_{40}^{2700} \left(T_{ISO}(t) - 300\right)dt = 1232 \times 10^3 ℃.sec \quad (19)$$

$$A_1 + 1.5 \times A_3 \leq A_4 \quad (20)$$



a) Área equivalente no envelope de fogos em árvores e arbustos.

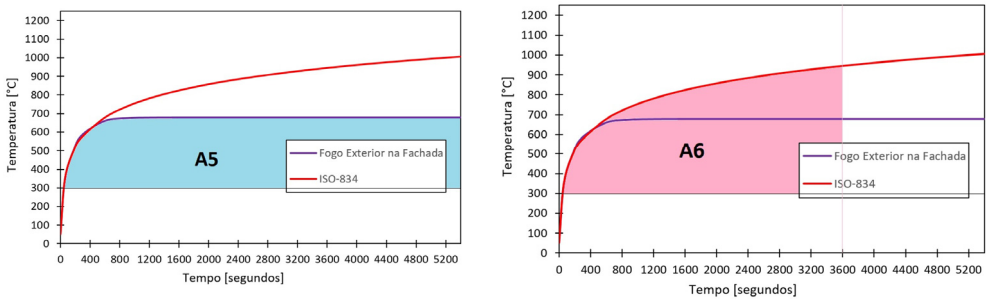
b) Área equivalente na curva ISO-834 para envelope de fogos em árvores e arbustos.

Figura 18: Método da área equivalente, para o cálculo do tempo equivalente de exposição da acção directa do fogo florestal.

Relativamente ao cenário c), a habitação tem de resistir à passagem dum fogo florestal, e ainda à possibilidade de ter uma habitação vizinha a arder a menos de 10 metros durante no mínimo 30 minutos. Ou seja, para o tempo equivalente da curva exterior de fogo em fachada, admite-se que este tem de ter uma duração mínima de 75 minutos. Usando o método da área equivalente na curva nominal ISO-834, admitiu-se depois de efetuado o integral das áreas, que um tempo equivalente de 60 minutos é suficiente (21,22). É necessário perceber, que o valor é da A5 é ligeiramente superior ao A6, mas admitindo as conclusões de [44] que o método da área equivalente nos fogos longos é muito desfavorável, admite-se como verificada segurança no mínimo REI60 para elementos estruturais e EI60 para elementos não estruturais. Esta verificação está em linha de conta com as necessidades construtivas anti-fogo florestal também reportada em [33], para habitações na interface urbano florestal.

$$A_5 = \int_{41}^{5400} (T_{ext}(t) - 300)dt = 1967 \times 10^3 °\mathrm{C}.sec \quad (21)$$

$$A_6 = \int_{40}^{3600} (T_{ISO}(t) - 300)dt = 1794 \times 10^3 °\mathrm{C}.sec \quad (22)$$



a) Área equivalente no fogo exterior de fachada.

b) Área equivalente na curva ISO-834 para fogo exterior de fachada.

Figura 19: Método da área equivalente, para o cálculo do tempo equivalente de exposição da acção fogo exterior de fachada.

5. PROPOSTAS DE VERIFICAÇÃO DA REAÇÃO AO FOGO FLORESTAL

A reação ao fogo que se baseia na capacidade de inflamação de um dado material com a classificação A1, A2, B, C, D, E e F, em que a Euroclasse A1 significa que o material é 100% incombustível [15], como por exemplo, a lã de rocha. A madeira ao contrário, por exemplo, é um material da classe D.

Nos produtos combustíveis, a produção de fumo é classificada, de menor para maior, como s1, s2 e s3 e a queda de gotas ou de partículas inflamadas pode ser d0, d1, d2, sendo d0 um produto sem gotas/partículas inflamadas.

De acordo com norma [50,15,41], admite-se as seguintes possibilidades para fachadas e paredes exteriores incluindo elementos envidraçados Quadro 3. Tendo em conta que não se conhece à partida a altura máxima das habitações ou esta possa ser uma incógnita, admite-se do lado da segurança uma altura acima dos 28 metros. Assim sendo para paredes exteriores e vãos (janelas e portas), admite-se uma reação ao fogo combinada dos vários elementos construtivos B-s2,d0. Para o caso particular do telhado, caso este disponha de um isolante térmico que ele próprio seja A1-s1,d0, então é possível se adotada uma reação ao fogo mais relaxada de C-s2-d0 apenas para as telhas exteriores. Foi publicado em [34], que existem vários materiais e métodos construtivos que verificam estas necessidades para telhados, portas, janelas e paredes.

Quadro 3: Necessidades verificações de reação ao fogo em fachadas segundo [50].

Altura (H)	Fachadas sem aberturas	Fachadas com aberturas	
	Revestimentos	Revestimentos e elementos transparentes	Caixilharia e estores ou persianas
H ≤ 28 m	D-s3 d1	C-s2 d0	D-s3 d0
H > 28 m	C-s3 d1	B-s2 d0	C-s3 d0

6. LIMITAÇÕES DAS VERIFICAÇÃO PROPOSTAS

É importante referir que as curvas propostas são apenas validas para habitações residenciais. No caso de estruturas mais importantes como quarteis de bombeiros, esquadras de polícia ou mesmo hospitais, estas apresentam diferentes coeficientes de risco, devido a necessitarem de índices diferentes de fiabilidade. Deste modo tanto as curvas de fogos florestais, como os tempos equivalentes de exposição tem de ser majorados, por coeficientes de importância presentes no EC1.
Por exemplo para as curvas de fogos florestais, propõem-se aumentar as temperaturas máximas da acumulação de faúlhas (23) e reduzir a velocidade de arrefecimento curva envelope de árvores e arbustos (24).

$$T_{max} = 430 \times \gamma_{maj} \tag{23}$$

$$c_{cool} = 1.0 \times \gamma_{min} \tag{24}$$

Quadro 4: Necessidades de resistência ao fogo florestal, dependendo do cenário e risco, para elementos estruturais e não estruturais.

	Cenário a)	Cenário b)	Cenário c)
Habitação	REI30/EI30	REI45/EI45	REI60/EI60
Esquadra da Polícia	REI45/EI45	REI60/EI60	REI90/EI90
Quartel de Bombeiros	REI60/EI60	REI75/EI75	REI120/EI120

No caso dos tempos equivalentes de exposição, propõem-se majorar a ação do fogo natural, quando em comparação com a ISO-834, reduzindo a temperatura critica (25). Admitindo como exemplo que uma esquadra de polícia tem um coeficiente de importância $\gamma_{imp} = 2.0$ e o quartel dos bombeiros um coeficiente de importância $\gamma_{imp} = 10.0$, integrando de novo as áreas das equações (14) a (22), obtém-se os tempos de exposição na representados na Quadro 4.

$$T_{crit} = \frac{300}{\gamma_{imp}} \tag{25}$$

7. COMPLEMENTAÇÃO ÀS VERIFICAÇÕES ATUAIS

Os autores querem deixar claro, que as normas para reduzir o combustível à volta das habitações [27], devem ser sempre respeitadas, e que estas propostas de regulamentação são complementos para aumentar a segurança dos residentes de habitações localizadas na interface urbano florestal, ou mesmo no campo. Os autores suportam e apoiam a ideia do projeto aldeia segura https://aldeiasseguras.pt/.

8. CONSIDERAÇÕES FINAIS

A proposta de regulamento propõe 2 métodos diferentes de se efetuar um dimensionamento de habitações à ação dum fogo florestal. O primeiro método é baseado na aplicação direta de curvas de fogo florestal, do dimensionamento estrutural, usando análises numéricas termo-mecânicas, com as mesmas propriedades e condições de fronteira térmicas descritas no EC2-1-2. O segundo método é com base numa verificação simplificada, onde se tenta obter o tempo equivalente de exposição à curva nominal ISO-843, comparando áreas das curvas de fogos florestais. Este segundo método é mais conservativo, mas de rápida aplicação para agentes fora da comunidade de engenheiros.
Na verificação simplificada esta proposta apresenta valores mais próximos da Norma australiana AS 3959:2018, mas menos conservadores da norma portuguesa [27]. Em todo o caso, nesta proposta, mesmo para habitações a mais de 300 metros de árvores ou arbustos, é sempre

necessário um mínimo de EI30, para a prevenção de ignição devido à acumulação de faúlhas nas habitações. Este último aspeto desta proposta é mais conservador que a norma portuguesa [27].

AGRADECIMENTOS

Esta trabalho foi efetuado com recurso ao financiamento da FCT, através do projecto de investigação “Novas Habitações Anti-Fogo para Fogos Florestais – PTDC/ECI-CON/2240/2020”.

REFERÊNCIAS

[1] RJSCIE. "*Regime Jurídico Da Segurança Contra Incêndios"*, Lisbon, DRE (2015).
[2] EC1-1-2 "*Eurocode 1: Actions on Structures - Part 1-2: General actions - Actions of structures exposed to fire"*. Part 1-2. Europe, EN1991-1-2-2:19952002).
[3] Gernay, T. "*Fire resistance and burnout resistance of timber columns*".Fire Safety Journal 122: 103350 (2021).
[4] Barnett, C. R. "*Replacing international temperature–time curves with BFD curve*".Fire Safety Journal 42(4): 321-327 (2007).
[5] Zehfuss, J. and Hosser, D. "*A parametric natural fire model for the structural fire design of multi-storey buildings*".Fire Safety Journal 42(2): 115-126 (2007).
[6] Oleszkiewicz, I. "*Fire exposure to exterior walls and flame spread on combustible cladding*".Fire Technology 26(4): 357-375 (1990).
[7] Yung, D. T. and Oleszkiewicz, I. "*Fire spread via exterior walls of buildings"*. Paper (National Research Council of Canada. Institute for Research in Construction); no. IRC-P-1532, National Research Council of Canada. Institute for Research in Construction (1988).
[8] Daniel, M. "*Fire Dynamics: The Science of Fire Fighting*" (2013).
[9] Kodur, V., Kumar, P. and Rafi, M. M. "*Fire hazard in buildings: review, assessment and strategies for improving fire safety*".PSU Research Review 4(1): 1-23 (2020).
[10] ISO-834-1 "*Fire-Resistance Tests - Elements of Building Construction - Part 1: General Requirements"*. Geneve Switzerland, International Organization for Standardization1999).
[11] D8591/2022 "*Despacho n.º 8591/2022 Requisitos para adoção de medidas de proteção relativas à resistência do edifício à passagem do fogo florestal"*. República, A. d. Portugal, Diário da Republica Portuguesa. *134***:** 67-72(2022).
[12] Almeida, M., Ribeiro, L. M. and Modarres, M. R. "*Análise do fluxo de calor incidente num edifício para diferentes cenários típicos da envolvente às construções no meio rural"*, Coimbra, Associação para o Desenvolvimento da Aerodinâmica Industrial (ADAI) (2022).
[13] Hilton, J. E., Leonard, J. E., Blanchi, R., Newnham, G. J., Opie, K., Power, A., Rucinski, C. and Swedosh, W. "*Radiant heat flux modelling for wildfires*".Mathematics and Computers in Simulation 175: 62-80 (2020).
[14] Rodrigues, J. P. C. and Paula, D. J. "*Proposta de Definição de Condições de Segurança Contra Incêndio para Edificações em Zonas de Interface Urbano-Florestal"*, Coimbra,

Associação para o Desenvolvimento da Engenharia Civil da Universidade de Coimbra (ACIV_UC) (2022).

[15] EN13501-1 "*EN 13501-1 Fire Classification of Construction Products and Building Elements - Part 1: Classification using data from reaction to fire tests"*, European Committee for Standardization2009).

[16] Mueller, V. "*Examination of the underlying physics in a detailed wildland fire behavior model through field-scale experimentation"*. Edinburgh, PhD, University of Edinburgh (2016).

[17] Pyne, S. J., Andrews, P. L. and Laven, R. D. "*Introduction to Wildland Fire"*. UK, John Wiley and Sons1996).

[18] Westhaver, A. "*Why some homes survived: Learning from the Fort McMurray wildland/urban interface fire disaster"*, Toronto, Ontário Canada, Institute for Catastrophic Loss Reduction (2016).

[19] Butler, C. P. "*The urban/wildland fire interface"*. Proceedings of Western States Section/ Combustion WA (USA), Washington State University (1974).

[20] Graham, R., Finney, M., McHugh, C. and Cohen, J. "*Fourmile canyon fire findings"*, USDA Forest Service (2012).

[21] Cohen, J. "*The wildland-urban interface fire problem: A consequence of the fire exclusion paradigm"*, (2008).

[22] Cohen, J. D. "*Preventing Disaster: Home Ignitability in the Wildland-Urban Interface*".Journal of Forestry 98(3): 15-21 (2000).

[23] Calkin, D. E., Cohen, J. D., Finney, M. A. and Thompson, M. P. "*How risk management can prevent future wildfire disasters in the wildland-urban interface*".Proceedings of the National Academy of Sciences of the United States of America 111(2): 746-751 (2014).

[24] Gollner, M., Hakes, R., Caton, S. and Kohler, K. "*Pathways for Building Fire Spread at the Wildland Urban Interface"*, University of Maryland Department of Fire Protection Engineering (2015).

[25] Manzello, S. L., Park, S.-H. and Cleary, T. G. "*Investigation on the ability of glowing firebrands deposited within crevices to ignite common building materials*".Fire Safety Journal 44(6): 894-900 (2009).

[26] FCFDG. "*Development and structure of the Canadian forest fire behavior prediction system"*, Forestry Canada Fire Danger Group (1992).

[27] DL82/2021 "*Decreto Lei n.º 82/2021 Estabelece o Sistema de Gestão Integrada de Fogos Rurais no território continental e define as suas regras de funcionamento"*. República, A. d. Portugal, Diário da Republica Portuguesa. *199***:** 2-47(2021).

[28] E422/2019 "*Edital Nº 422/2019 - Plano Municipal de Defesa da Floresta Contra Incêndios de Lamego (2019-2028)"*. Lamego, M. d. Portugal, Diário da Republica Portuguesa. *58***:** 9075 - 9075(2019).

[29] Pires, C. "*O Papel da Sociedade como agente ativo de Proteção Civil"*. Velhos, C. C. A., Jornadas 20172017).

[30] Tenreiro, T. C., Arruda, M. R. T. and Branco, F. "*Repensar as Habitações para Fogos Florestais*".Ingenium - Revista da Ordem dos Engenheiros 168(II)(2020).

[31] Guerreiro, J., Fonseca, C., Salgueiro, A., Fernandes, P., Lopez, I. E., Neufville, R., Mateus, F., Castellnou, R. M., Sande, S. J., Moura, J. M., et al. "*Avaliação dos incêndios ocorridos entre 14 e 16 de outubro de 2017 em Portugal Continental, "* Portugal, Assembleia da República. Lisboa (2018).

[32] Viegas, D. X., Almeida, M. F. and Ribeiro, L. M. "*O complexo de incêndios de Pedrógão Grande e concelhos limítrofes, iniciado a 17 de junho de 2017"*, Portugal, Universidade de Coimbra (2017).

[33] Arruda, M., Tenreiro, T. C. and Branco, F. "*Rethinking Dwellings Protection for Wildland Fire*".ASCE Journal of Performance of Constructed (2021).

[34] Tenreiro, T. C. "*Construction Techniques to Protect Houses From Wildland Fires"*. Lisbon, MSc, University of Lisbon, Instituto Superior Técnico (2018).

[35] Silvani, X. and Morandini, F. "*Fire spread experiments in the field: Temperature and heat fluxes measurements*".Fire Safety Journal 44(2): 279-285 (2009).

[36] Cantor, P., Arruda, M. R. T., Firmo, J. and Branco, F. "*Proposal of Standard Wildfire Curves for the Design Protection of Dwellings against Wildland Fire*".Journal of Hazardous, Toxic, and Radioactive Waste 26(3): 04022021 (2022).

[37] Thomas, J. C., Mueller, E. V. and Hadden, R. M. "*Estimating net heat flux from surrogate firebrand accumulations using an inverse heat transfer approach"*. Advances in Forest Fire Research. Coimbra, Imprensa da Universidade de Coimbra2018).

[38] Bearinger, E. D., Hodges, J. L., Yang, F., Rippe, C. M. and Lattimer, B. Y. "*Localized heat transfer from firebrands to surfaces*".Fire Safety Journal 120: 103037 (2021).

[39] Cantor, P., Arruda, M. R. T., Firmo, J. and Branco, F. "*Development of a Standard Firebrand Accumulation Temperature Curve for the Design Protection Systems of Dwellings Against Wildfires*".Results in Engineering 17(1)(2023).

[40] Tenreiro, T. C., Branco, F. A. and Arruda, M. R. T. "*Rethinking Houses for Wildland Fires Protection"*. The Euro-American Congress REHABEND 2020, Granada, Spain, (2018).

[41] EN13501-2 "*EN 13501-2 Fire Classification of Construction Products and Building Elements - Part 2: Classification using data from reaction to fire tests, excluding ventilation services"*, European Committee for Standardization2009).

[42] DL80/2006 "*Decreto-Lei n.º 80/2006 Regulamento das Características de Comportamento Térmico dos Edifícios (RCCTE)"*. Ministério das Obras Públicas, T. e. C. Portugal, Diário da Republica Portuguesa. *67***:** 2468 - 2513(2006).

[43] Harada, K., Kogure, R., Matsuyama, K. and Wakamatsu, T. "*Equivalent Fire Duration Based On Time-Heat Flux Area"*. Presented at the AOFST 4, (2000).

[44] Kodur, V. K. R. and Pakala, P. "*Energy Based Time Equivalent Approach for Evaluating Fire Resistance under Design Fire Exposures"*. Structures Congress ASCE, (2010).

[45] Ingberg, S. H. "*Lessons from Fire Tests"*. Clay-Worker, Reviews results of fire tests and their application to fire resistive constructions (1922).

[46] Ingberg, S. H. "*Test of the Severity of Building Fires*".NFPA Quarterly 22(1): 43-61 (1928).

[47] Kodur, V. K. R., Pakala, P. and Dwaikat, M. B. "*Energy based time equivalent approach for evaluating fire resistance of reinforced concrete beams*".Fire Safety Journal 45(4): 211-220 (2010).

[48] Nyman, J. F. "*Equivalent Fire Resistance Ratings of Construction Elements Exposed to Realistic Fires"*. Christchurch, New Zealand, MSc, University of Canterbury (2002).

[49] Li, Y. and Drysdale. "*Measurement of the Ignition Temperature of Wood"*. Environmental Science(2007).

[50] EN1364-3-4-5-6. "*Fire resistance tests for non-loadbearing elements"*. CEN, Europe Union, (2015).

.

NUMERICAL ASSESSMENT OF FIREBRAND ACCUMULATION

Antonio Renato Bicelli [*]
Phd Student
IST - Lisboa

Pedro Cantor
Phd Student
IST - Lisboa

Mário Rui Arruda
Research Associate
IST - Lisboa

Carlos Tiago
Professor
IST - Lisboa

Ellon Bernardes de Assis
Phd Student
USP – São Carlos

Fernando Branco
Professor
IST - Lisboa

ABSTRACT
This work presents research concerning the numerical assessment of a previous experimental measured temperature to firebrand accumulation on surfaces, which was determined in a former thermal experimental campaign. A 3D numerical model using thermal transient non-linear analysis is used to validate the thermal outputs of the previous experimental campaign, therefore correlating the previous temperature vs. time curves created by a prescribed flux in the firebrand accumulation area. The firebrand thermal heat transfer to the plane surface is simulated using convection and radiation film conditions, in which for 3D finite element simulation the commercial software ABAQUS is used.

Keywords: Wildfire; Firebrand Accumulation; Thermal Analysis; Finite Element Model.

1. INTRODUCTION

Over the past few years there has been a tremendous increase in the number of devastating wildland-urban interface (WUI) fires because of climate change, fuel management practices, and increased human development in WUI areas [1, 2]. A couple of recent examples in Asia and North America are the 2019 WUI fires that occurred in South Korea and those in California (2018) in the United States [3, 4]. Portugal experienced two major wildfires in 2017, resulting in 116 death and 204 injuries [5, 6]. Recently, it was reported standard wildfire curves that can be used in the design protection of dwellings located in the WUI against wildfires [7]. According to [8], firebrands are a dominant mechanism for the spread of fires, which are transported by wind and can ignite secondary fires far away from the fire start point [9].

[*] Autor correspondente – CERIS-IST-ID, Avenida Rovisco Pais, 1, 1049-003 Lisboa, Portugal email: antonio.bicelli@tecnico.ulisboa.pt https://whp.tecnico.ulisboa.pt

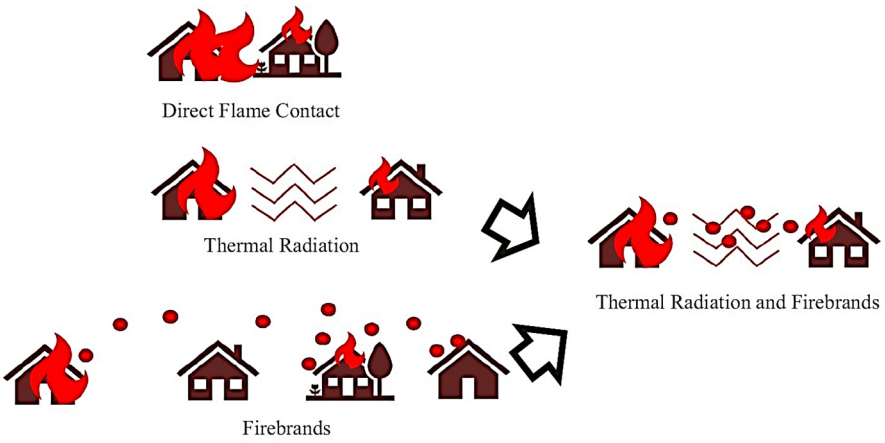


Figure 1. Fire spread mechanisms [10].

The formation of firebrands is a part of the fire generation process and an indirect action of wildfire in dwellings. Trees and bushes, being combustible materials in a forest fire, become so warm that they break and explode into small pieces, which are carried out by the wind and create spot fires. The firebrand accumulation heats up the contact surface, resulting in the formation of flammable fuel mixtures above the contact surface, and the continuation of heating leads to ignition, which commonly happens in wooden structural components [11, 12]. A better understanding of thermal properties and transportation of firebrands can help slow the spread of fires in WUI communities. The structures ignite in a WUI fire from three different pathways: direct flame contact, radiation heat transfer, and the transport of firebrands [1], as shown in Figure 1.

Investigations of past fires [5, 6, 13, 14] have found that firebrands play the main role in causing structure losses in WUI fires. Firebrands travel from 2 km to 9 km ahead of the fire start point to the dwellings due to the strong action of the wind [5, 14] and remain incandescent for several hours. The safety of dwellings must take into account all of these potential sources of ignition, therefore the exposure from firebrands (indirect exposure) deserves more attention because international literature indicates that at least half of ignition is due to them [15]. Firebrand transportation has been studied in the last decades [16-21], but only recently have several experimental investigations of ignition properties [9], thermal properties, firebrand amount-size exposure [22-25], and structural vulnerabilities based on wood due to firebrands have been addressed [11, 26-34].

Theoretical models and analytical expressions were developed to investigate the interaction of the firebrand with a target fuel bed (contact surface), using the “hot spot” theory, which was validated by experiments performed in a basket heating the samples and identifying critical conditions for ignition [35-40]. Grishin et al. [41] used numerical models to consider a porous condensed phase that represented natural vegetation to develop theoretical and experimental studies of the ignition of forest combustible material with varying moisture content, height, and density, from which the time of ignition and critical ignition energy are determined. Recently, the

flux transmission by radiation and convection of firebrands in contact with a plane surface was investigated [42].

Finally, the main objective of this paper is to numerically access the efficiency of a firebrand flux transmission model using radiation and convection film conditions. These thermal numerical models are then compared in terms of temperature distribution, with the data acquired from the previously experimental campaign [43]. The paper begins with an overview of the previously experimental campaign about firebrand, then addresses the finite element model used to perform the heat transfer, and furthermore discusses the thermal outputs, final remarks, and further developments. This paper can also be understood as an extension of the ongoing investigation about wildfire fire protection [7, 43, 44].

2. PREVIOUS EXPERIMENTAL CAMPAIGN FOR FIREBRAND ACCUMULATION

All experiments were conducted at the laboratory of the research institute CERIS-IST in Portugal [43]. The experimental setup, wood-wood specimens analysed and outputs from the thermocouple temperatures measured are described below.

In order to simulate the firebrands, five different types of wood-wood were characterized, which are the most common in Portugal: Eucalyptus, Pine, Branches, Wood Pallets and Charcoal. All specimens were kept in a low-humidity room during the summer to achieve low moisture content. In this context, the aspect of spot fire formation due to firebrand accumulation and heat transfer is a complex process that depends on several factors, such as size, the state of the firebrands (temperature, smoldering, glowing, and flaming), the characteristics of the contact surface (temperature, density, porosity, and moisture content), and environmental conditions (temperature, humidity, and wind velocity). Except for Branches, which had a diameter of 6 mm and a length of 30 mm, a standard geometry of 30x30x5 mm was chosen. It is crucial to define a characterization of the firebrands because the geometry defines the behaviour of the heat transfer distribution on the contact surface. Similarly, the geometry specifies the amount of energy available in the build-up [45]. Also, the wood types were mixed with charcoal because, in a wildfire, the vegetation layer is composed of different fuel elements, so it is necessary to understand the thermal behaviour of unburned timber with already burned wood (charcoal).

The experimental procedure was carried out in accordance with [46], with 200 g of wood per type used to simulate firebrands. For the sake of correctly collecting the temperature of the contact surface, the first step was to keep all wood specimens in a grill until they reached the pyrolysis state and then carefully transfer them into the metal plates, in which thermocouples are installed. A 150 mm diameter basket was used to control the deposition area because other diameters had already been experimented [46] and this diameter better quantified the accumulation shape, a higher diameter produced a higher thermal behaviour in terms of maximum temperature. Due to the well-known properties of steel, the steel plate was used in three layers of 5 mm each. Each plate was instrumented with three welded thermocouples (RS PRO Type K Thermocouple, 2 m length and 1/0.3 mm diameter), in order to record the heat flux due to firebrand accumulation on the surface (direct contact with the firebrands) and its transmission to the bottom plates. The parameters adopted for the temperature data acquisition are frequency of 1 Hz and 90 minutes

of test duration. The thermocouples were placed in the center of the steel plate, with a small distance between them, and the whole experimental program is displayed in Figure 2.

Figure 3 presents the maximum temperature over time for all types of wood used, including a combination of woods as occurs in a real wildfire, and it also displays the average temperatures of all specimens for the top steel plate, in which was in direct contact with the firebrands. The temperature captured was in a range of 123 ºC to 432 ºC. The average temperature is not admissible for the design of a fireproof structure because there is a clearly high level of variability in the experimental values, which are correlated with the type of wood utilized.

The authors did an extensive art review of firebrands, gathering information about the firebrand internal temperature, surface temperature, firebrand radius, firebrand weight, heat flux, and duration, which can be consulted at [43]. According to [12] the minimum surface temperature was 200 ºC, measured in the surface temperature in contact with an individual isolated firebrand. The author used a numerical model to estimate the resistance between the thermal contacts of the firebrand with the target fuel bed. According to [25], the maximum surface temperature measured from a wood-wood surface in contact with firebrand accumulation was 477 ºC. In this context, the firebrand average temperature and the individual ones presented a lower value than the one expected (477 ºC). The firebrand weight was measured after the test was conducted, and a mass reduction of 72% was observed, consequently promoting the high possibility of wind transportation, which is in accordance with the values reported by the scientific community. Finally, all wood types analysed can be consulted in the Appendix of [43] as temperature vs. time graphs.

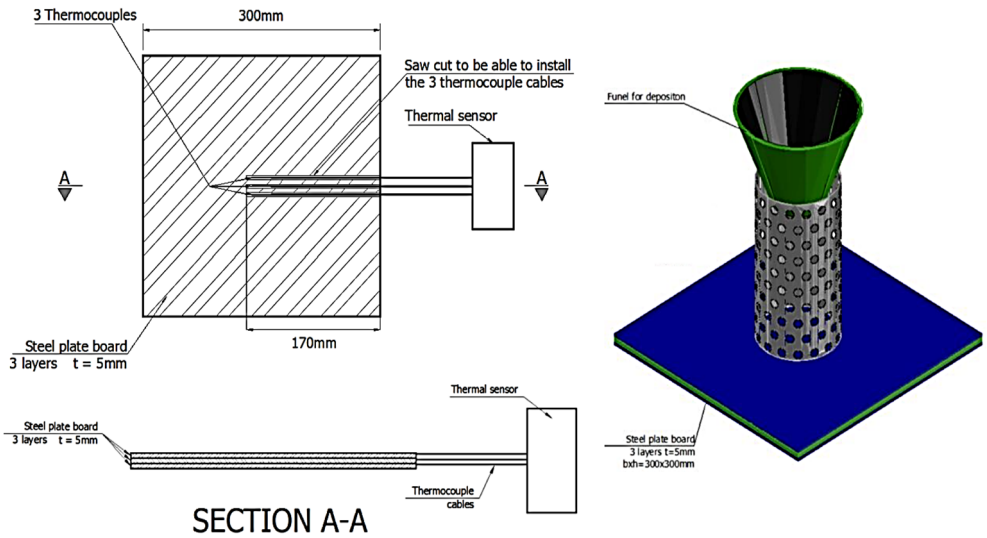


Figure 2. Experimental set-up [43].

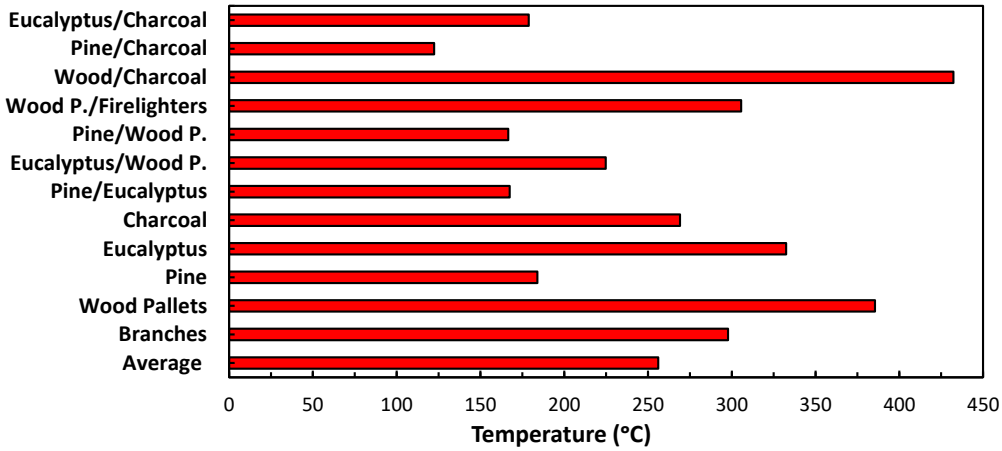


Figure 3. Maximum temperatures for the specimens.

3. NUMERICAL MODEL

The methodology used in this work is presented in this section, in which the experimental campaign was numerically simulated, and the values measured in the bottom, middle, and top steel plates were compared. The finite element analyses were accomplished using the commercial software ABAQUS, and all the parameters adopted are addressed below.

3.1 Geometry and Type of Analysis

The geometry of the experimental setup used to study the firebrands accumulation is shown in Figure 4, where the numerical model used and the schematic of the experiment can be seen.

The whole experimental setup was explained in Section 2, and for the numerical model, it was used for only 12.5% of the experiment size because of the symmetrical axes and to reduce computational costs. The commercial finite-element software ABAQUS standard model was used for the numerical thermal analysis. Since all thermal properties vary with temperature, a nonlinear thermal analysis is performed using the incremental Newton–Raphson iterative method.

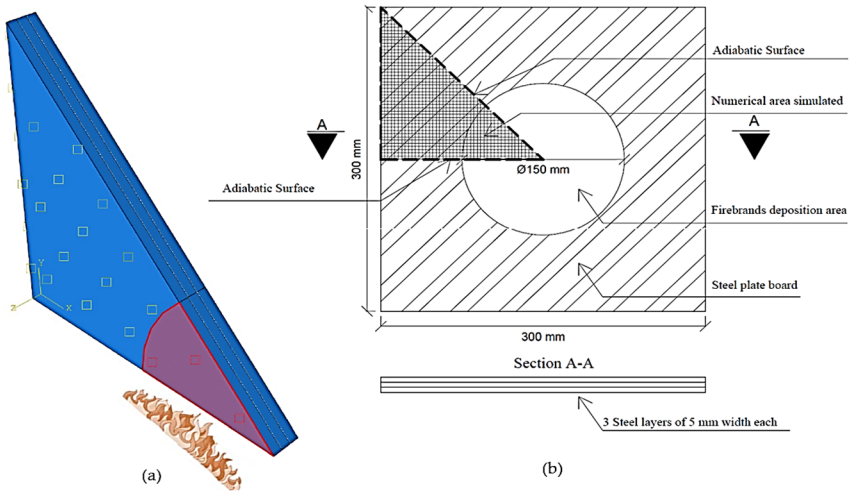


Figure 4. Geometry used in which (a) is the numerical model and (b) experimental schematic setup.

3.2 Materials and Methods

All properties used in the model were taken from Eurocode 4:1-2 [47], which is the one used for steel material and can be consulted in Figure 5. For the steel density a constant value of 7850 kg/m³ was used, since the maximum contact surface temperature of the firebrands is below 750 ºC. All models used the ambient temperature measured in the experimental campaign before getting in contact with the firebrands, in which the three plates started with the same temperature, but the value change as the wood types changed. The methodology consisted of replicating the experiments using the temperature vs. time curve measured on the top steel plate and comparing the temperature distribution from the top plate (TP) to the middle plate (MP) and then to the bottom plate (BP).

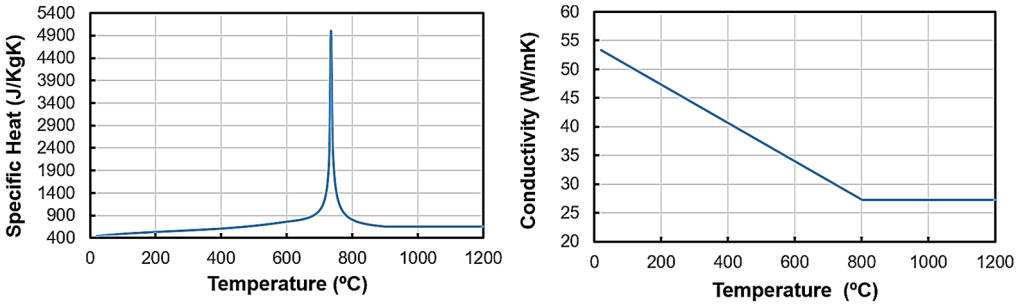


Figure 5. Specific Heat and Thermal Conductivity used [47].

According to the work published [42], it was demonstrated that firebrand can transmit heat flux by radiation and convection in plane surfaces. The thermal surface convection and radiation parameters are the ones proposed for the case of the simulation of natural fire ($h_f = 35W/(m^2K)$,

$\varepsilon = 1.0$ and $\sigma = 5.67 \times 10^{-8} W/(m^2 K^4)$ [48]. This procedure is in accordance with standard fire safety design in structural codes, when a structure is subjected to the action of a nominal or performance base fire. Hence, the heat flux is given by:

$$q_{heat} = -h_f\left(T_{SUF} - T_{firebrands}\right) - \sigma\varepsilon\left(T_{SUF}^4 - T_{firebrands}^4\right) \quad (1)$$

Surface film condition and surface radiation were used to simulate convection and radiation from the firebrands into the steel plates, respectively, using the load flux in Equation 1. For the surface film temperature ($T_{firebrands}$) in the firebrands it was adopted the top thermocouple (in the top surface of the top plate). The temperature measured in the middle and bottom plates was later compared with the experimental values. The interaction between the steel plates was simulated using contact radiation ($\varepsilon = 1.0$) from ABAQUS because there is a small gap between the surfaces that must be taken into account. All other surfaces were simulated with convection and radiation at ambient temperature, but two sides had adiabatic surfaces due to the symmetrical axes (see Figure 4(b)).

Figure 6 shows the mesh used in the finite element analysis. It is worth noting that the firebrand deposition area was more refined than the remaining model volume because the goal was to better simulate heat transfer. It was also tested with a more refined mesh for the whole model but did not present any significate differences in the temperature distribution. The type of element used was a DC3D8 (8-node linear heat transfer brick) with full integration that is part of the heat transfer family from ABAQUS to correctly acquire the temperature field distribution due to a strong flux gradient (Figure 7).

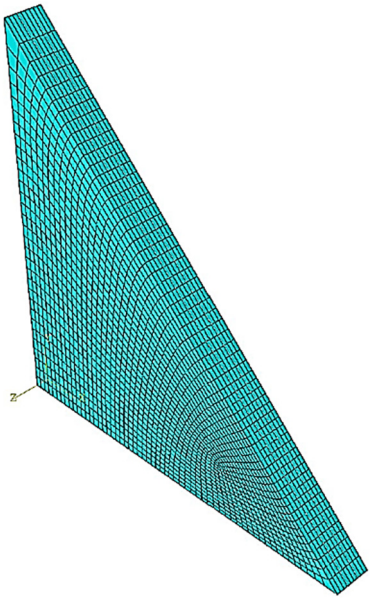


Figure 6. Adopted mesh in the numerical model.

4. THERMAL OUTPUTS

In order to validate the ABAQUS brick finite element model used to determine the temperature distribution, a fraction of the experimental campaign reported in [43] is first replicated – it concerns wood pallets, wood pallets-charcoal, eucalyptus and pine.

The experimental values are represented by the dashed-dot lines, in which the red, green, and blue colours correspond respectively to TP, MP, and BP. The numerical values are represented by the normal lines, with the same colours as the experimental ones.

For simplification, only the temperature in the middle layers will be compared with the experimental results. The 1st layer is the gap between the bottom side (BS) of the top plate (TP) and the top side (TS) of the middle plate (MP), in which the surfaces are named respectively in the graphs as 1st-TP/BS and 1st-MP/TS. The 2nd layer is the gap between the bottom side (BS) of the MP and the top side (TS) of the BP, in which the surfaces are named respectively in the graphs as 2nd-MP/BS and 2nd-BP/TS. Due to the gap between steel plates, it is not expected that the experimental and numerical values are directly compared, for this reason to directly compare the experimental values of the thermocouples, an average numerical values of the TS and BS is used in each layer. This means, that it is expect that the temperature field distribution, may present some discontinuities between steel plates (Figure 7).

All the results can be seen in Figures 8-11, where the information is divided into BP and MP for each figure. The temperature values were measured at the closest integration Gauss point to the fire contact surface.

The observation of these results prompts the following remarks: (i) In any case for the 1st layer the average numerical temperature value between BS and TS provides a good comparison with the experimental temperature values; (ii) For the 2nd layer the comparison with average numerical temperature and experimental temperature did not show a good comparison, but due to low temperature values, it is expected the thermocouples provide different results; (iii) From MP to BP it is expected some heat flux loss, which may also produce lower average numerical temperature values. Therefore, it can be stated, that the proposed heat flux for firebrand accumulation can simulate the temperature field distribution in plane surfaces.

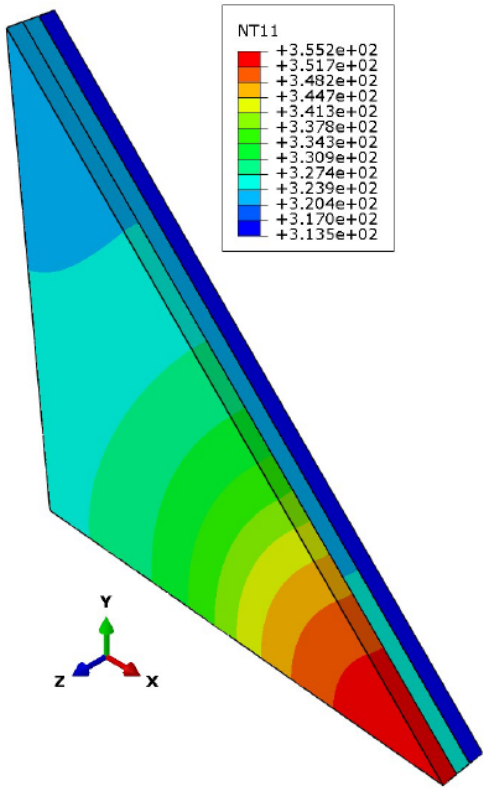
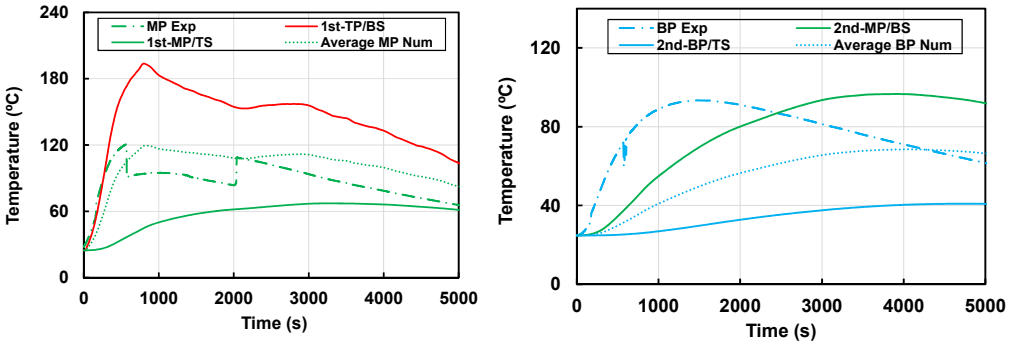
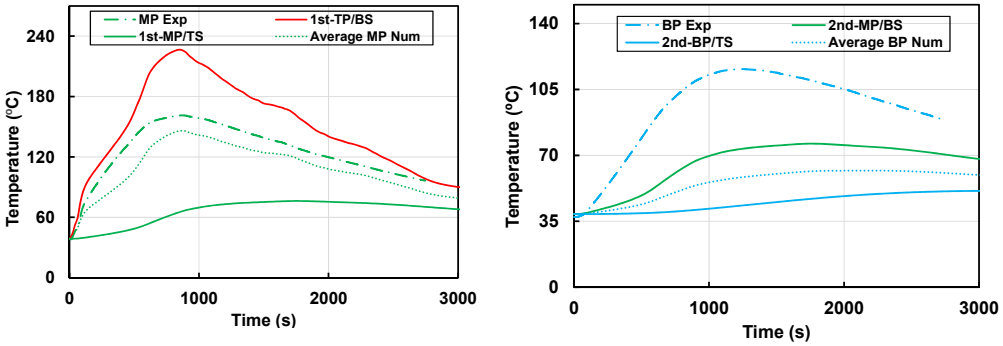


Figure 7. Temperature field distribution for Wood Pallets for 6000 s (temperature in Kelvin).



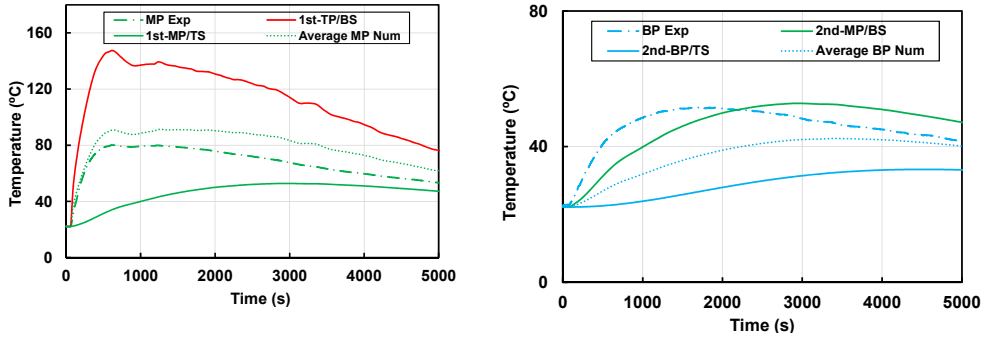
(a) (b)

Figure 8. Thermal Outputs for Wood Pallet in (a) MP and (b) BP.



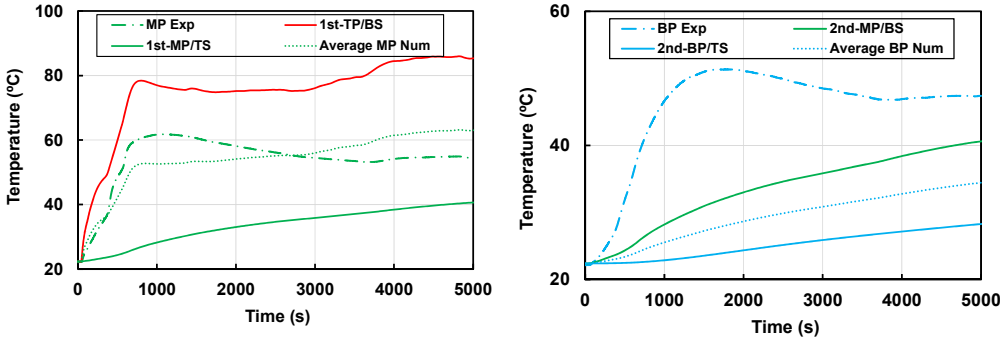
(a) (b)

Figure 9. Thermal Outputs for Wood-Charcoal in (a) MP, (b) BP.



(a) (b)

Figure 10. Thermal Outputs for Eucalyptus in (a) MP and (b) BP.



(a) (b)

Figure 11. Thermal Outputs for Pine in (a) MP and (b) BP.

5. FINAL REMARKS AND FURTHER DEVELOPMENTS

In this work it was proposed the use of heat flux transmission by convection and radiation, to simulate the thermal effect of firebrand accumulation in plane surfaces. The numerical temperatures in square plates, due to heat flux were compared with experimental temperature values, obtained in similar test setup with thermocouples and firebrand accumulation. It was showed that the heat flux due firebrand can simulate the temperature field distribution in plane surfaces. The next step in this ongoing investigation is to address a different approach to evaluating firebrands, using a wood corner wall with its surface in contact with firebrands, as well as standard fire design curves, specifically ISO 834, the External Fire Curve [48] , and the Firebrand Accumulation Curve [43].

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors would like to acknowledge FCT, National funding agency for science, research and technology, Portugal (Research Project “New Fireproof Dwellings for Wildfire” PTDC/ECI-CON/2240/2020) and CERIS for the financial support.

REFERENCES

1. Caton, S.E., et al., *Review of Pathways for Building Fire Spread in the Wildland Urban Interface Part I: Exposure Conditions.* Fire Technology, 2017. 53(2): p. 429-473.
2. Hakes, R.S.P., et al., *A Review of Pathways for Building Fire Spread in the Wildland Urban Interface Part II: Response of Components and Systems and Mitigation Strategies in the United States.* Fire Technology, 2017. 53(2): p. 475-515.
3. Marlon, J.R., et al., *Long-term perspective on wildfires in the western USA*. Proceedings of the National Academy of Sciences, 2012. 109(9): p. E535-E543.
4. Syifa, M., M. Panahi, and C.-W. Lee *Mapping of Post-Wildfire Burned Area Using a Hybrid Algorithm and Satellite Data: The Case of the Camp Fire Wildfire in California, USA*. Remote Sensing, 2020. 12, DOI: 10.3390/rs12040623.
5. Guerreiro J., F.C., Salgueiro A., Fernandes P., Lopez, d.N.R. Iglésias E., Mateus F., Castellnou Ribau M., Sande Silva J., Moura J. M., Castro, and R.F.e.C.D. N., *Avaliação dos Incêndios ocorridos entre 14 e 16 de outubro de 2017 em Portugal Continental*, 2018.
6. Domingos Xavier Viegas, M.F.A., Luís Mário Ribeiro, Jorge, M.T.V. Raposo, Ricardo Oliveira, Daniela Alves, Cláudia Pinto,, and A.R. Humberto Jorge, Davi Lucas, Sérgio Lopes, Luís Filipe Silva, *O COMPLEXO DE INCÊNDIOS DE PEDRÓGÃO GRANDE E CONCELHOS LIMÍTROFES, INICIADO A 17 DE JUNHO DE 2017*, 2017.
7. Cantor, P., et al., *Proposal of Standard Wildfire Curves for the Design Protection of Dwellings against Wildland Fire.* Journal of Hazardous, Toxic, and Radioactive Waste, 2022. 26(3): p. 04022021.
8. Manzello, S.L. and S. Suzuki, *Experimental investigation of wood decking assemblies exposed to firebrand showers.* Fire Safety Journal, 2017. 92: p. 122-131.

9. Manzello, S.L., et al., *Experimental investigation of firebrands: Generation and ignition of fuel beds.* Fire Safety Journal, 2008. 43(3): p. 226-233.
10. Suzuki, S. and S.L. Manzello, *Investigating Coupled Effect of Radiative Heat Flux and Firebrand Showers on Ignition of Fuel Beds.* Fire Technology, 2021. 57(2): p. 683-697.
11. Manzello, S.L., S.-H. Park, and T.G. Cleary, *Investigation on the ability of glowing firebrands deposited within crevices to ignite common building materials.* Fire Safety Journal, 2009. 44(6): p. 894-900.
12. Warey, A., *Influence of thermal contact on heat transfer from glowing firebrands.* Case Studies in Thermal Engineering, 2018. 12: p. 301-311.
13. Jack D. Cohen, R.D.S., *Home destruction examination: Grass Valley Fire, Lake Arrowhead, California*, 2008, United State Department of Agriculture. p. 26.
14. Alexander Maranghides, D.M., Robert Vihnanek, Joseph Restaino, Carrie Leland, *A Case Study of a Community Affected by the Waldo Fire Event Timeline and Defensive Actions*, 2015: National Institute of Standards and Technology.
15. Mell, W.E., et al., *The wildlandurban interface fire problem current approaches and research needs.* International Journal of Wildland Fire, 2010. 19(2): p. 238-251.
16. Tarifa, C.S., P.P.d. Notario, and F.G. Moreno, *On the flight paths and lifetimes of burning particles of wood.* Symposium (International) on Combustion, 1965. 10(1): p. 1021-1037.
17. Woycheese, J.P., P.J. Pagni, and D. Liepmann, *Brand Propagation From Large-Scale Fires.* Journal of Fire Protection Engineering, 1999. 10(2): p. 32-44.
18. Wadhwani, R., et al., *A review of firebrand studies on generation and transport.* Fire Safety Journal, 2022: p. 103674.
19. Albini Usda, F.A., *Transport of Firebrands by Line Thermals †.* Combustion Science and Technology, 1983. 32(5-6): p. 277-288.
20. Matvienko, O.V., A.I. Fil'kov, and A.M. Grishin, *Computational Investigation of the Transport of Burning Particles.* Journal of Engineering Physics and Thermophysics, 2016. 89(5): p. 1315-1324.
21. Wang, H.-H., *Analysis on Downwind Distribution of Firebrands Sourced from a Wildland Fire.* Fire Technology, 2011. 47(2): p. 321-340.
22. Suzuki, S. and S.L. Manzello, *Characteristics of Firebrands Collected from Actual Urban Fires.* Fire Technology, 2018. 54(6): p. 1533-1546.
23. Suzuki, S., et al., *Firebrand generation data obtained from a full-scale structure burn.* International Journal of Wildland Fire, 2012. 21(8): p. 961-968.
24. Manzello, S.L., A. Maranghides, and W.E. Mell, *Firebrand generation from burning vegetation.* International Journal of Wildland Fire, 2007. 16(4): p. 458-462.
25. Hakes, R.S.P., et al., *Thermal characterization of firebrand piles.* Fire Safety Journal, 2019. 104: p. 34-42.
26. Manzello, S.L. and S. Suzuki, *Experimentally Simulating Wind Driven Firebrand Showers in Wildland-urban Interface (WUI) Fires: Overview of the NIST Firebrand Generator (NIST Dragon) Technology.* Procedia Engineering, 2013. 62: p. 91-102.
27. Suzuki, S. and S.L. Manzello, *Initial study on thatched roofing assembly ignition vulnerabilities to firebrand showers.* Fire Safety Journal, 2019. 103: p. 34-37.
28. Kasymov, D. and A. Paletsky, *Effect of a fire retardant on the ignition of pine wood exposed to smoldering particles of pine bark.* EPJ Web Conf., 2017. 159: p. 00026.
29. Suzuki, S. and S.L. Manzello, *Firebrand production from building components fitted with siding treatments.* Fire Safety Journal, 2016. 80: p. 64-70.

30. Suzuki, S. and S.L. Manzello, *Garnering understanding into complex firebrand generation processes from large outdoor fires using simplistic laboratory-scale experimental methodologies.* Fuel, 2020. 267: p. 117154.
31. Suzuki, S., S.L. Manzello, and Y. Hayashi, *The size and mass distribution of firebrands collected from ignited building components exposed to wind.* Proceedings of the Combustion Institute, 2013. 34(2): p. 2479-2485.
32. Kasymov, D.P., et al., *Studying firebrands interaction with flat surface of various wood construction materials in laboratory conditions.* Journal of Physics: Conference Series, 2019. 1359(1): p. 012092.
33. Salehizadeh, H., R.S.P. Hakes, and M.J. Gollner, *Critical Ignition Conditions of Wood by Cylindrical Firebrands.* Frontiers in Mechanical Engineering, 2021. 7.
34. Manzello, S.L., S. Suzuki, and T. Naruse, *Quantifying wind-driven firebrand production from roofing assembly combustion.* Fire and Materials, 2019. 43(1): p. 3-7.
35. Jones, J.C. and S.C. Raj, *The self-heating and ignition of vegetation debris.* Fuel, 1988. 67(9): p. 1208-1210.
36. Jones, J.C. and H. Rahmati, *The self-heating and ignition of vegetation debris. 2. Authentic litter samples.* Fuel, 1990. 69(2): p. 253-255.
37. Jones, J.C., et al., *The Self-Heating and Thermal Ignition Propensity of Forest Floor Litter.* Journal of Fire Sciences, 1990. 8(3): p. 207-223.
38. Jones, J.C., *Predictive Calculations of the Effect of an Accidental Heat Source on a Bed of Forest Litter.* Journal of Fire Sciences, 1993. 11(1): p. 80-86.
39. Jones, J.C., *Further Calculations Regarding the Accidental Supply of Heat to a Bed of Forest Material.* Journal of Fire Sciences, 1994. 12(6): p. 502-505.
40. Jones, J.C., *Improved Calculations Concerning the Ignition of Forest Litter by Hot Particle Ingress.* Journal of Fire Sciences, 1995. 13(5): p. 350-356.
41. Grishin, A.M., et al., *Ignition of a layer of combustible forest materials.* Combustion, Explosion and Shock Waves, 1998. 34(6): p. 613-620.
42. Bearinger, E.D., et al., *Localized heat transfer from firebrands to surfaces.* Fire Safety Journal, 2021. 120: p. 103037.
43. Cantor, P., et al., *Development of a standard firebrand accumulation temperature curve for residential wildfire protection system.* Results in Engineering, 2023. 17: p. 100935.
44. Arruda, M.R.T., T. Tenreiro, and F. Branco, *Rethinking How to Protect Dwellings against Wildfires.* Journal of Performance of Constructed Facilities, 2021. 35(6): p. 06021004.
45. El Houssami, M., et al., *Experimental Procedures Characterising Firebrand Generation in Wildland Fires.* Fire Technology, 2016. 52(3): p. 731-751.
46. Thomas, J.C., E. Mueller, and R.M. Hadden, *Estimating net heat flux from surrogate firebrand accumulations using an inverse heat transfer approach*, in *Advances in Forest Fire Research*. 2018, University of Coimbra: Portugal. p. 769-779.
47. CEN, *Eurocode 4: Design of Composite Steel and Concrete Structures - Part 1-2: General Rules - Structural Fire Design*, 2005, Comité Européen de Normalisation, EN 1994-1-2:2005: Brussels.
48. CEN, *Eurocode 1: Actions on Structures - Part 1-2: General Actions - Actions on Structures Exposed to Fire*, 2002, Comité Européen de Normalisation, EN 1991-1-2: 2002: Brussels.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

EXPERIMENTAL ASSESSMENT OF FIREBRANDS ACCUMULATION TEMPERATURE-TIME CURVES IN PLANE SURFACES

Pedro Cantor
Ph.D. Student
CERIS, IST-ID

Mário Rui Arruda *
Assistant Researcher
CERIS, IST-ID

João P. Firmo
Assistant Researcher
CERIS, IST-ID

Fernando Branco
Full Professor
CERIS, IST

ABSTRACT
Severe heat waves and climate changes pose a challenge as wildfires spread rapidly, especially in wildland urban interface areas. One of the main factors that contribute for fire spread in residential areas are firebrands; in fact, studies developed in this topic have demonstrated that firebrands can travel several kilometres from the initial ignition source. This paper presents an experimental campaign in which firebrands of different types and geometries were burned under controlled conditions, namely the wind speed and combustion duration, until they reached the thermal state of pyrolysis. A specific test setup was developed in order to determine temperature-time curves due to firebrands accumulation – to this end, superficial contact temperatures of the firebrands with steel plates were measured, as well as temperatures through-the-thickness of these steel plates. Using the results obtained from the different types of firebrands, it was possible to define maximum experimental characteristic temperatures; a temperature-time curve due the accumulation of firebrands was also proposed for the design and fire protection of homes located in wildland urban interface.

Keywords: fire-brands accumulation, experimental campaign, definition of temperature-time curves

1. INTRODUCTION

The safety of residents in a wildfire event depends on firefighters, and especially on their rapid action in wildland urban interface zones (WUI) [1], [2]. Additionally, the recurrence of these events has increased due to climate changes, affecting areas such as Southern Europe, Australia, and North America. Over the last two decades, studies have shown that fires are increasingly repetitive and occur in areas of high vegetation during the dry period [3], and are more likely with climatic and topographical factors, such as wind speed and low humidity, which also contribute for fire spread [4], This based on studies conducted over the last 25 years [5].

* Autor correspondente – CERIS-IST-ID, Avenida Rovisco Pais, 1, 1049-003 Lisboa, Portugal email: mario.rui.arruda@tecnico.ulisboa.pt https://whp.tecnico.ulisboa.pt

One of the propagation mechanisms of a fire is the so-called firebrands or embers; [6] the production of firebrands occurs while during the combustion of trees or shrubs small, ignited particles are released; these particles are then transported by the wind and accumulate in certain points. In fact, the accumulation of firebrands has become one of the main causes of dwellings ignition. Therefore, recent studies have focused on the behaviour of firebrands during a forest fire, especially the effects of their accumulation on combustible areas of construction. Firebrands can go beyond 2 km of distance and have been proven to be the main cause of ignition, according to research conducted during the 2017 fire in Portugal [6]. [8], [9], [10], [11] Some studies [7], [9] have revealed an unusual ignition condition, in which firebrands that do not reach the ignition point are deposited on the roofs of houses and generate thermal flux associated with the size and flow of air, producing a fire even hours after the main fire has ended [10]. Therefore, a quantification of the thermal action imposed by the accumulation of firebrands is required.

In the first part of this paper, a literature review about the thermal action imposed by the accumulation of different types of firebrands is presented, where the maximum temperatures reached in each study are presented. The second part of the paper presents an experimental study in which different types of wood were burnt and the thermal action imposed by the accumulation of firebrands was measured; to this end, different types and quantities of firebrands were positioned on steel plate, where thermocouples were installed (either at the surface of these steel plates, or through its thickness).

Authors who are part of this document have also proposed new fire-resistant construction regulations for wildfire-resistant housing [11]. But these were based on a standard 60-minute curve, which is more demanding than the outdoor wildfire curve, so they do not compete on the same line and in economic terms are not comparable. These authors have also developed standard wildfire curves to simulate the thermal actions on trees and shrubs burning near residential areas [12].

2. THERMAL ACTIONS OF FIREBRANDS – LITERATURE REVIEW

Since the second decade of the 20th century, different experimental studies on the thermal effects of firebrands accumulation in dwellings have been developed, in which the heat flow and temperatures have been measured in laboratory conditions (e.g. [13]). However, according to the authors best knowledge, a standard temperature-time curve that simulatese the thermal action imposed by the accumulation of firebrands has never been proposed. The next sections summarized the most relevant studies in this field.

2.1 Geometrical Characterization of Firebrands

Manzello conducted a specific study to characterize the number and size distribution of firebrands, concluding that firebrands (pellets) can range in size from 10 mm to 200 mm [7], [14], [15]; as a complement to this study, [7] assessed the geometrical properties, dimensions and projection of firebrands, the Length ranging from 5 mm to 40 mm and the radius from 5 mm to 15 mm. Therefore, these geometrical characteristics are associated with energy, wind speed and moisture content.

Manzello *et al.* [8] determined the size distribution and other characteristics of firebrands during the 2007 Angora fire in a forest urban interface zone, concluding that the area of action of a firebrand and its ignition range is around 0.5cm^2 to 2.5cm^2. Still regarding the mass and size distribution of firebrands, Houssami *et al.* [16] from different forest sites and concluded that their mass ranged from 5 mg to 100 mg and their radius (branches) can vary from 0.32 mm to 14 mm [9].

2.2 Thermal Properties of Firebrand Accumulation

Multiple studies (described next) have presented results of the internal temperatures of firebrands, which are typically much higher than the superficial temperatures. These studies are necessary to understand the thermal behaviours of firebrands and how it influences the heat transferred from firebrands to surface (e.g., I, window, door, or roof). According to Hakes *et al.* [17] [20] who conducted experiments using stacks of firebrands implementing IF chambers, the internal temperatures reached about 800 °C.

The accumulation and release of ash on firebrands surfaces were assessed in a study by Urban *et al.* [18], [19]; who also concluded that emissivity of the firebrands is important and can change the average temperature. The temperatures that were averaged on the firebrands surface ranged from 750°C to 900°C, but the time duration of the temperature was not recorded [22]. But again, none of these works measured surfacetemperatures transmission, which is usually lower due to local cooling of the firebrands and leading to a lower temperature measurement [20].

Hadden et al. [11] was the first study to investigate the influence of the diameter of the heated incandescent particle and the ability to produce flames [11]. These authors concluded that a 10 mm particle with a temperature of 1000 ° C, cannot ignite a layer of vegetable fuel in a forest. The results showed that once the geometry or the size of the particle is reduced, the probability of ignition increases due to an increase in temperature. For particles with a size of 2.4mm, temperatures of 1200°C were recorded to produce flame ignition, which was reduced to 650°C for 19.1 mm particles, which allows concluding that not all internal temperatures of firebrands are transferred by conduction to the surface, due to the cooling stage during the contact between the two elements. Studies regarding the surface temperature contact between two elements have shown that the temperatures are not always the same in the case of firebrand deposition, therefore, these studies provide information on the maximum transfer temperature of the firebrands, and these depend on the temperature of the firebrands, material surface type [21]. In turn, one of the most relevant experiments in the study of firebrands was carried out at the University of Edinburgh, in thermal behaviour [22]. In these experiments, the accumulation heat flow of firebrands in a substrate was analysed, using compressed wood as the main material of firebrands. Then the experiment consisted of introducing it into an oven at a maximum temperature range of between 400°C and 800°C for 10 minutes. Additionally, by means of thermocouples connected to a substrate and a heat flow meter, it was possible to measure the peaks of these heat flows in a range between 30-80kW/m2 and with a maximum temperature for the firebrands between 300 °C and 350 °C. It should be noted that one of the most important conclusions was that these can maintain constant temperatures for more than 60 minutes, so their thermal effect in homes is highly flammable, due to the materials that make part of the

elements of a dwelling. Similar investigations (e.g [23]) confirmed these conclusions, in which the thermal effect of firebrands was measured with phosphor thermometry.

For the purposes of wind control in this work, this effect was simulated reaching temperatures from 377°C to 527°C, in which these temperature differences are due to the variability of multiple conditions, such as the type of firebrands as fuel, contact resistance, geometry, flow direction of firebrands, type of fuel and mass.

The peak of the high values in the non-uniform distribution of firebrands was also reported in the work of [24], with values in a range from 300°C to 950°C, measured at the corners of roof structures, where the firebrands and where these structures tend to have more carbon oxidation, but assuming a uniform temperature distribution of the firebrands in contact reaching 450°C.

Also, for wood surfaces in contact with build-up of firebrands, the temperatures measured with thermocouples collected or [17] are within a range of 327°C to 477°C with a 15-minutes cooling stage. The peak of flows where they are highly dependent on the insulation plates that ranged from 20 to 500 kW/m2 using gauges. Confirming the results of other authors on the same topic. Other authors such as [25] measured the surface temperature in contact with individual firebrands, in which they implemented a numerical model to estimate the thermal contact resistance between the firebrands and the target fuel bed. In which they conclude that the maximum temperature is 200°C for firebrands and provide detailed information on temperature distribution and depth of thermal penetration in the target fuel bed.

2.3 Summary from Previous Studies

Table 1 summarize, based on the results found in the literature, the range of values for the main properties/parameters of firebrands. As can be seen the variability in terms of temperature, geometry and mass of the firebrands is significant.

Therefore, more studies should be carried out to characterize the above-mentioned parameters, allowing to propose a temperature-time curve representative of the thermal action induced by the accumulation of firebrands.

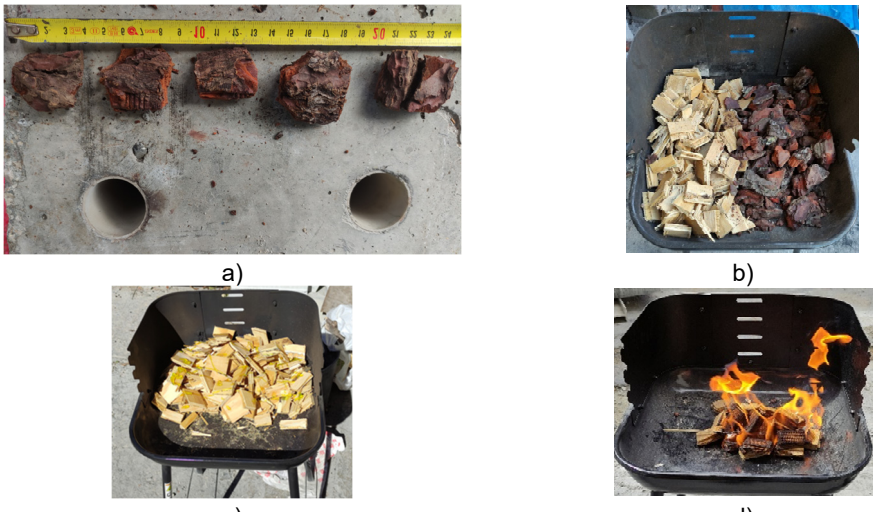
Table 1 – Maximum and minimum values reported in previous works concerning thermal behaviour of firebrands.

	Firebrand Radius [mm]	Contact Surface Temperature [^{o}C]	Firebrand Weight [mg]	Firebrand Internal Temperature [^{o}C]	Heat Flux [kW/m^{2}]	Total Duration [min] – [sec]
Min	0.32	200	5	750	20	15 – 900
Max	15.0	477	100	900	500	60 – 3600

3. EXPERIMENTAL CAMPAINGN

The experimental setup, instrumentation, and wood samples used to simulate the thermal effects of firebrand depositions on surface planes will now be described. Five different types of wood were used as fuel elements to generate firebrands; they were selected as the most common woods according to the vegetation of Portugal, such as Eucalyptus and Pine as the most relevant, also small branches of different types of shrubs, starters for fireplaces, charcoal pine: additionally, conventional boxwood for commercial use (represents the type of wood that has already been processed for the construction of furniture and other ornamental elements in the dwellings). A standard geometry of 30 mm x 30 mm x 5 mm with a tolerance of 2 mm was implemented for all types of wood except for the branches of bushes which have a geometry of 6 mm in diameter and 30 mm in length with a tolerance of 2 mm (cf. Figure 1). All types of wood were stored in a room with a controlled temperature and humidity (average temperature of 23°C and relative humidity of 50%), in order to reproduce a dry wood with low moisture content.

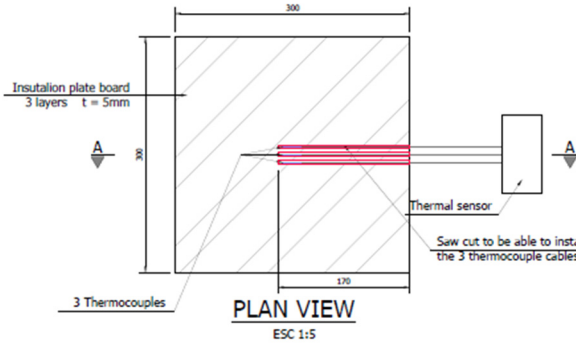
Characterize the firebrands both in their geometry and their distribution in the plates the climate and if the wood samples are brought to the point of full carbonization and not partially burned define the properties of the wood sample, then they can affect the heat transfer between how they accumulate [26]. On the other hand, the geometry also defines the total energy available in the build-up so being totally partially burned makes a big difference [16], [22]. Pine charcoal was also included in the experiments in order to know its behaviour from an already burned material to an unburned one, to simulate the different types of fuel elements that can be found in a real forest, different geometries and even in the event of a fire, burned wood burns with natural unburned wood [4].



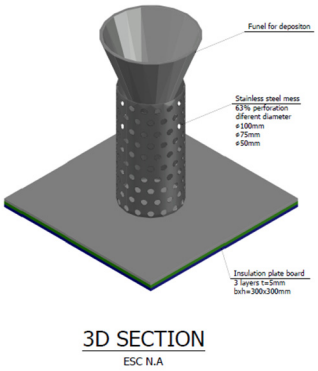
a) b) c) d)

Figure 1 – Firebrands characterization (a) pine wood bark, (b) pine charcoal, (c) boxwood for commercial and (d) branches.

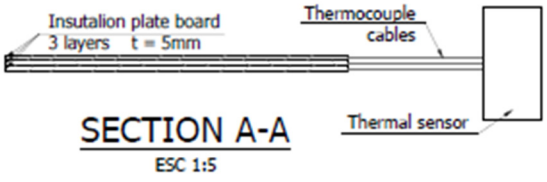
In order to develop a laboratory procedure, the parameters described by other researchers were followed [22] , as can be seen in Figure 2. After the wood species had been selected and the specimens had been prepared as mentioned above, they were burnt in a grill until they reached a point of pyrolysis; subsequently, 200 g firebrands were deposited in a cylindrical basket that was placed on steel plates that were instruments with thermocouples, as detailed ahead. Therefore, after reaching a degree of homogeneity in the combustion, 200g of as a deposition arena. Some previous studies carried out by in [22] the greater the deposition diameter, the greater the thermal behaviour in terms of higher temperature.



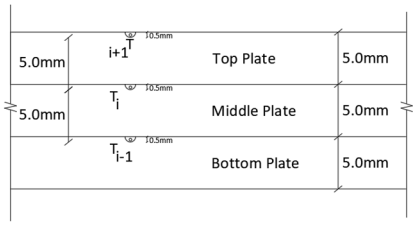
a) In plane representation of the steel plates and thermocouples



b) 3D solid representation of the test



c) Thermocouple representation and sensor



d) Thermocouple position

Figure 2 – Experimental setup with geometry layout.

Regarding the test setup presented in Figure 3, three layers of plates were used, with a thickness of 5mm for each one; steel was chosen because its thermal properties are known. Between each steel plate three thermocouples (RS PRO Type K Thermocouple 2m Length, 1/0.3mm diameter) were positioned to record the temperature transmitted through conduction from the firebrands to the plates; additionally, three thermocouples were also position on the surface of the steel plate in contact with the firebrands; all data was recorded at a frequency of 1 Hz and for a minimum period of 90 minutes. The position of the thermocouples is shown in Figure 2 c) and b).

Figure 4 a) shows the temperatures measured by the thermocouples of the upper plate of all the firebrands samples; the maximum temperatures were between 123°C and 432°C, with a duration of more than 45 minutes. The type of wood that was burned had a significant impact in the

measured temperatures, as can be seen in Figure 5. Using an average of the values recorded Figure 4 b) in the temperatures of each of the specimens, at the upper, middle, and lower steel plates, lower values were obtained than the temperatures shown in Table 1. Also, in Figure 4 it is represented a moving 95% characteristic temperature curve obtained from the experimental data according to the procedures in EC0[27].

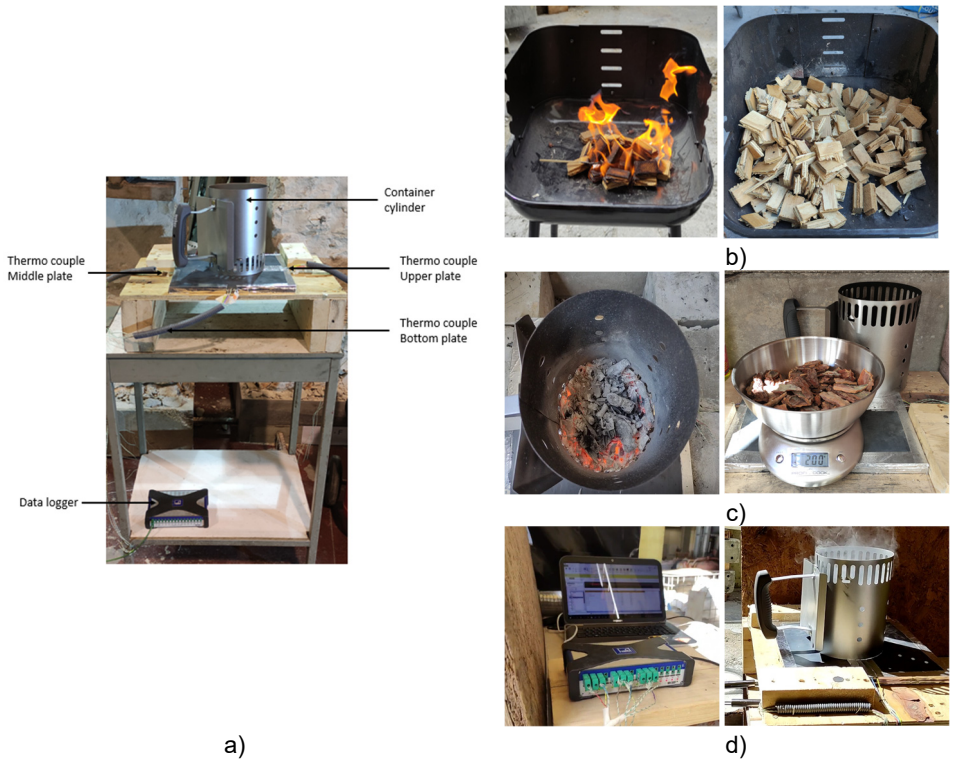


Figure 3 – Laboratory setup procedure (a) full laboratory setup, (b) wood sample and wood burning (c) 200g wood sample and weight of burned firebrands, (d) plates with thermocouples and recording data.

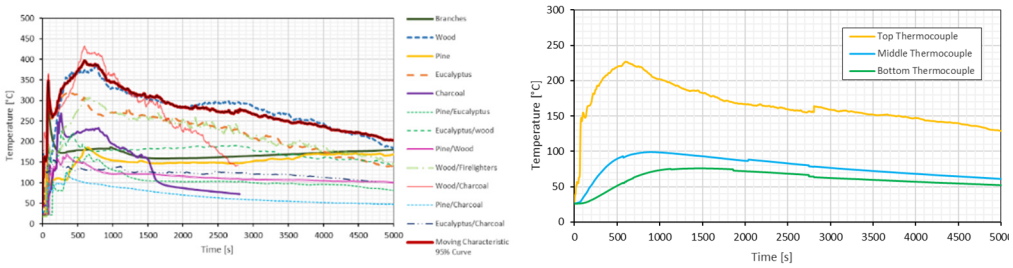


Figure 4 – Thermocouples temperature output: a) Top thermocouple; b) Average temperatures of all specimens for the top, middle and bottom thermocouple.

Therefore, going back to the comparisons made in the existing literature, the range of heat flux from the medium plate is from 75kW/m2 to 365 kW/m2, and this value is higher than that reported in the scientific literature on the Table 1. but this is due to the fact that the contact surface is the steel plate, which has a higher thermal conductivity, In turn, showing that even low build-up of firebrands can cause high levels of heat flux to some extent in element of a house, as mentioned in the literature, the heat flow peak occurs before 500 seconds, this is due to the cooling stage of the firebrands, when in contact with a flat surface.

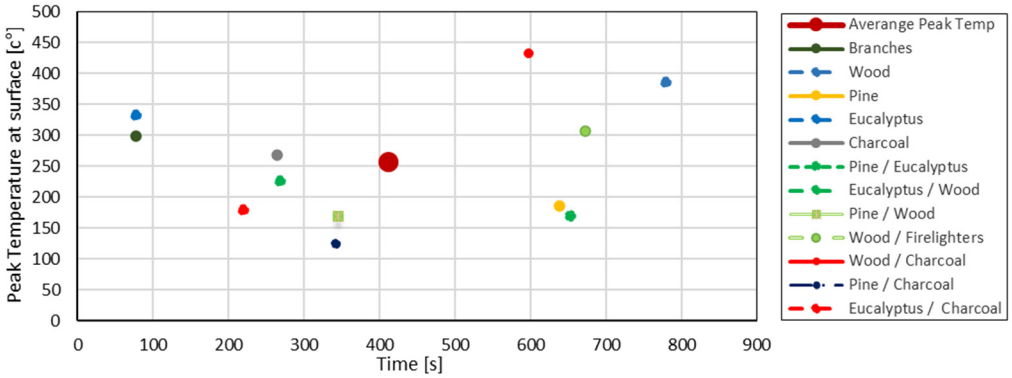
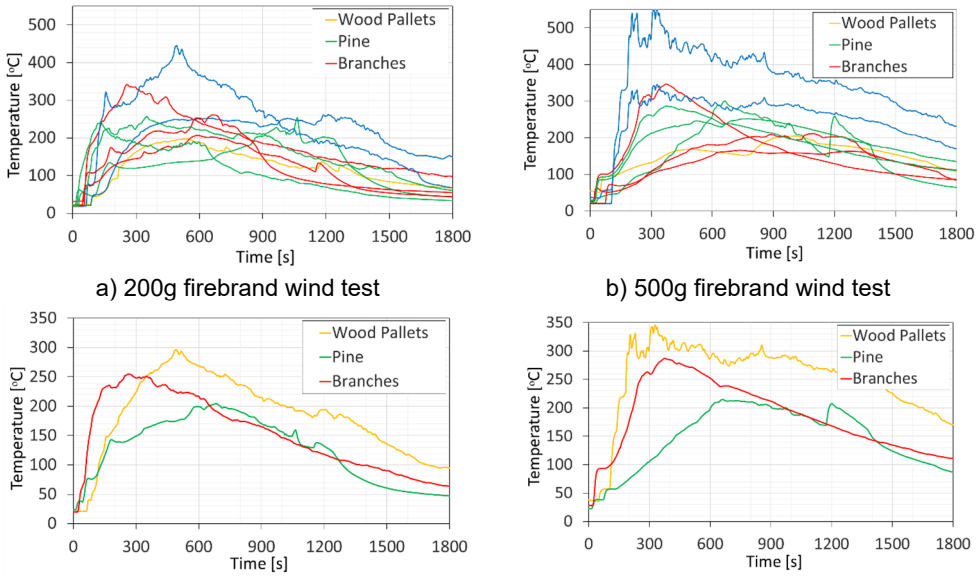


Figure 5 – Maximum peak temperatures for the different type of woods.

The wind in a forest fire is an important factor in the behaviour of firebrands, for which the maximum duration of the temperature peak during an accumulation of firebrands was studied, therefore, according to some authors [19] this factor can increase the duration of time and the maximum temperature of the accumulation of firebrands. Thus, the same experiment was recreated with the addition of a simulation of wind with a speed of 1.31 m/s with a tolerance of +- 0.13 m/s by means of an industrial blower that was mounted in front of the experiment. An initial amount of 200g of mass of each of the wood samples was tested, to be compared with the experiments without the action of the wind. However, the mass had to be increased to 500g, because the action of the wind was more severe with more mass than initially anticipated. For this experiment, only three types of wood were tested, conventional wood, pine, and bush branches, which was repeated three times for each of the types of wood. Figure 6 c) and d), represent the average temperature values in the three different types of wood. It can also be shown that the presence of wind does not increase the maximum value of temperature, compared to the experiments without the wind, (cf. Figure 5). Also analysing Figure 6 a) and b), it is possible to see a notable difference between the duration of each experiment, in which, for a mass of 200g, the influence of the wind is low, and the maximum temperature peak is 15 minutes. Opposite to this, the experiment with the increase of mass to 500g, has a maximum peak of temperature with a duration between 15 to 30 minutes.

For the construction of regulations for this type of structural affectations, the implementation of time curves vs. temperature, with a duration of 60 minutes for a maximum temperature peak, before the cooling phase begins. In turn, it is important to highlight that the estimate of this maximum temperature point of 60 minutes agrees with the scientific literature that is summarized in Table 1.



a) 200g firebrand wind test b) 500g firebrand wind test

c) 200g average firebrand wind test d) 500 average firebrand wind test

Figure 6 – Thermocouples temperature output for firebrands with wind action.

4. FINAL REMARKS AND FUTURE DEVELOPMENTS

In this document, the comparison of different types of wood that simulated the accumulation of firebrands was made and their temperature vs. time curves were plotted to be analysed, in order to be used in future works for the protection of homes against the indirect actions of forest fires. These curves were obtained by carrying out an extensive experimental campaign, in which these types of wood were burned to measure the surface temperature. Whereby, now an expansion in the knowledge of fire-resistant houses is possible using the combination of direct contact of forest fires with the curves previously studied by [12], with the indirect actions caused by firebrands. To perform this a 95% characteristic firebrand curve will be proposed. Also, in order to study the temperature distribution in the thickness, a more detailed thermal analysis must be carried out by implementing finite element methods to know the amount of percentage in the thermal curve of accumulation of firebrands transfers flow by convection or radiation.

ACKNOWLEDGEMENTS

The authors would like to acknowledge FCT, National funding agency for science, research and technology, Portugal (Research Project “New Fireproof Dwellings for Wildfire” PTDC/ECI-CON/2240/2020) and CERIS for the financial support.

REFERENCES

[1] D. Glickman and B. Babbitt, "Urban wildland interface communities within the vicinity of federal lands that are at high risk from wildfire," *Federal Register 66(3)*, pp. 751–777, 2021.
[2] V. C. Radeloff, R. B. Hammer, S. I. Stewart, J. S. Fried, S. S. Holcomb, and J. F. McKeefry, "THE WILDLAND–URBAN INTERFACE IN THE UNITED STATES," *Ecological Applications*, vol. 15, no. 3, pp. 799–805, Jun. 2005, doi: 10.1890/04-1413.
[3] H. Hayasaka, K. Yamazaki, and D. Naito, "Weather conditions and warm air masses during active fire-periods in boreal forests," *Polar Sci*, vol. 22, p. 100472, Dec. 2019, doi: 10.1016/j.polar.2019.07.002.
[4] L. Lourenço, "Forest fires in continental Portugal Result of profound alterations in society and territorial consequences," *Journal of Méditerranée Geography,* p. 130, 2018.
[5] Westhaver, "Why some homes survived: Learning from the Fort McMurray wildland/urban interface fire disaster," *Institute for Catastrophic Loss Reduction*, p. 56, 2016.
[6] D. Viegas, M. Almeida, and L. Ribeiro, "O complexo de incêndios de Pedrógão Grande e concelhos limítrofes, iniciado a 17 de junho de 2017," *Portugal, Universidade de Coimbra*, 2017.
[7] E. Koo, R. R. Linn, P. J. Pagni, and C. B. Edminster, "Modelling firebrand transport in wildfires using HIGRAD/FIRETEC," *Int J Wildland Fire*, vol. 21, no. 4, p. 396, 2012, doi: 10.1071/WF09146.
[8] S. Manzello, E. Foote, and J. Liu, "Characterizing firebrand exposure during wildland-urban interface fires," *Fire and Materials,* 2011.
[9] N. SARDOY, J. CONSALVI, B. PORTERIE, and A. FERNANDEZPELLO, "Modeling transport and combustion of firebrands from burning trees," *Combust Flame*, vol. 150, no. 3, pp. 151–169, Aug. 2007, doi: 10.1016/j.combustflame.2007.04.008.
[10] M. Almeida, L. Porto, and D. Viegas, "Characterization of Firebrands Released From Different Burning Tree Species," *Front Mech Eng*, vol. 7, May 2021, doi: 10.3389/fmech.2021.651135.
[11] M. R. T. Arruda, T. Tenreiro, and F. Branco, "Rethinking How to Protect Dwellings against Wildfires," *Journal of Performance of Constructed Facilities*, vol. 35, no. 6, Dec. 2021, doi: 10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0001643.
[12] P. Cantor, M. R. T. Arruda, J. Firmo, and F. Branco, "Proposal of Standard Wildfire Curves for the Design Protection of Dwellings against Wildland Fire," *J Hazard Toxic Radioact Waste*, vol. 26, no. 3, Jul. 2022, doi: 10.1061/(ASCE)HZ.2153-5515.0000706.
[13] T. Ohlemiller, "Smoldering Combustion Propagation on Solid Wood," *PROCEEDINGS OF THE THIRD INTERNATIONAL SYMPOSIUM, Gaithersburg, Maryland 20899, USA, International Association for Fire Safety Science*, 1991.
[14] S. L. Manzello, T. G. Cleary, J. R. Shields, A. Maranghides, W. Mell, and J. C. Yang, "Experimental investigation of firebrands: Generation and ignition of fuel beds," *Fire Saf J*, vol. 43, no. 3, pp. 226–233, Apr. 2008, doi: 10.1016/j.firesaf.2006.06.010.
[15] S. L. Manzello *et al.*, "On the development and characterization of a firebrand generator," *Fire Saf J*, vol. 43, no. 4, pp. 258–268, May 2008, doi: 10.1016/j.firesaf.2007.10.001.
[16] M. el Houssami *et al.*, "Experimental Procedures Characterising Firebrand Generation in Wildland Fires," *Fire Technol*, vol. 52, no. 3, pp. 731–751, May 2016, doi: 10.1007/s10694-015-0492-z.

[17] R. S. P. Hakes, H. Salehizadeh, M. J. Weston-Dawkes, and M. J. Gollner, “Thermal characterization of firebrand piles,” *Fire Saf J*, vol. 104, pp. 34–42, Mar. 2019, doi: 10.1016/j.firesaf.2018.10.002.
[18] J. L. Urban, M. Vicariotto, D. Dunn-Rankin, and A. C. Fernandez-Pello, “Temperature Measurement of Glowing Embers with Color Pyrometry,” *Fire Technol*, vol. 55, no. 3, pp. 1013–1026, May 2019, doi: 10.1007/s10694-018-0810-3.
[19] R. A. Anthenien, S. D. Tse, and A. Carlos Fernandez-Pello, “On the trajectories of embers initially elevated or lofted by small scale ground fire plumes in high winds,” *Fire Saf J*, vol. 41, no. 5, pp. 349–363, Jul. 2006, doi: 10.1016/j.firesaf.2006.01.005.
[20] V. Fateev, M. Agafontsev, S. Volkov, and A. Filkov, “Determination of smoldering time and thermal characteristics of firebrands under laboratory conditions,” *Fire Saf J*, vol. 91, pp. 791–799, Jul. 2017, doi: 10.1016/j.firesaf.2017.03.080.
[21] S. L. Manzello, S.-H. Park, and T. G. Cleary, “Investigation on the ability of glowing firebrands deposited within crevices to ignite common building materials,” *Fire Saf J*, vol. 44, no. 6, pp. 894–900, Aug. 2009, doi: 10.1016/j.firesaf.2009.05.001.
[22] J. Thomas, E. Mueller, and R. Hadden, “Estimating net heat flux from surrogate firebrand accumulations using an inverse heat transfer approach,” *Advances in Forest Fire Research. Coimbra, Imprensa da Universidade de Coimbra*, 2018.
[23] Y. M. Abul-Huda and N. Bouvet, “Thermal dynamics of deposited firebrands using phosphor thermometry,” *Proceedings of the Combustion Institute*, vol. 38, no. 3, pp. 4757–4765, 2021, doi: 10.1016/j.proci.2020.07.098.
[24] E. D. Bearinger, J. L. Hodges, F. Yang, C. M. Rippe, and B. Y. Lattimer, “Localized heat transfer from firebrands to surfaces,” *Fire Saf J*, vol. 120, p. 103037, Mar. 2021, doi: 10.1016/j.firesaf.2020.103037.
[25] A. Warey, “Influence of thermal contact on heat transfer from glowing firebrands,” *Case Studies in Thermal Engineering*, vol. 12, pp. 301–311, Sep. 2018, doi: 10.1016/j.csite.2018.04.018.
[26] R. M. Hadden, S. Scott, C. Lautenberger, and A. C. Fernandez-Pello, “Ignition of Combustible Fuel Beds by Hot Particles: An Experimental and Theoretical Study,” *Fire Technol*, vol. 47, no. 2, pp. 341–355, Apr. 2011, doi: 10.1007/s10694-010-0181-x.
[27] EC0 2002, *Eurocode 0: Basis of structural and geotechnical design*. 2002.

.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

MODELLING TECHNIQUES FOR THE FIRE PERFORMANCE OF EMPTY CAVITIES IN LSF WALLS

Paulo A. G. Piloto*
Professor
IPB – Bragança
INEGI - LAETA

Stephan Gomes
MSc student
IPB – Bragança

Leonardo Torres
PhD student
UA – Aveiro
Risco

Carlos Couto
Researcher
UA – Aveiro
Risco

Paulo Vila Real
Full Professor
UA – Aveiro
Risco

ABSTRACT
Three different solution models were used to compare the fire performance of LSF walls with void cavities. The first solution method considers the air-structure interaction in the cavity region. The second solution method considers the existence of interface elements for the radiation heat transfer in the cavity region allowing the bulk temperature prediction. The third solution method considers the convection and radiation in the cavity region with a prescribed bulk temperature from experiments (hybrid). Solution methods 1 and 3 give a smaller root mean square error (RMSE), when compared with solution method 2. Solution method 3 gives a better approximation because can capture the main fire events during fire testing, such as the cracks and fall off.

KEYWORDS: LSF walls; Fire resistance; Cavity modelling; Bulk temperature.

1. INTRODUCTION

Lightweight steel framing (LSF) walls are commonly used in modern construction due to their high strength-to-weight ratio and readiness for installation. These walls can use insulation material in the cavity region or can be left unfilled (empty or void). Empty cavities within these walls develop a fire performance that should be properly evaluated. Thermal models can also be used to simulate the behaviour of LSF walls with empty cavities in the case of a fire scenario. These models can predict the spread of heat through the empty cavity, allowing designers to identify potential fire hazards and make adjustments in the design to mitigate those risks. Several issues can arise when modelling the behaviour of fire in the cavity region of the LSF wall. One issue is the difficulty in accurately predicting the behaviour of fire within the cavity. Experimental tests are used to validate the accuracy of numerical models used to predict the behaviour of the wall in the buildings. Herein, three experimental tests are used to validate the three solution methods. The differences between the results obtained from numerical models and experimental results are

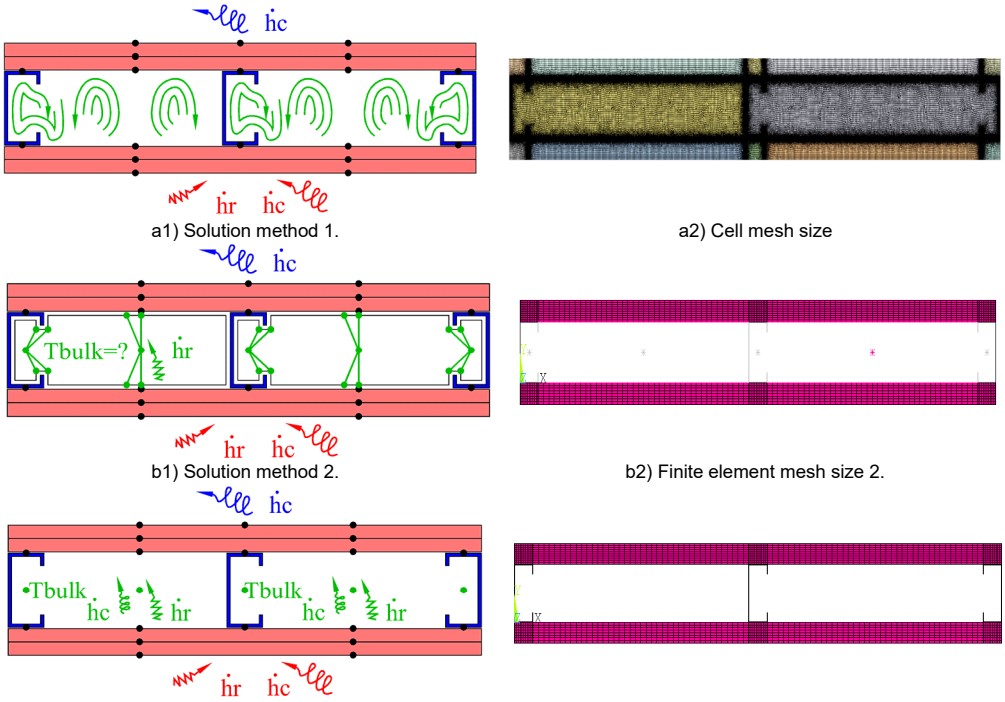
*Corresponding author – Instituto Politécnico de Bragança, Departamento de Mecânica Aplicada, Campus Santa Apolónia, Bragança, Portugal email: ppiloto@ipb.pt http://www.ipb.pt

usually defined by errors, that might be caused by several factors (model simplifications, uncertainty in input data, model limitations, and experimental deviations). Previous research has been developed to evaluate the performance of the cavity insulation, the efficiency of the LSF, and the efficiency of the protection layer, among other design parameters. In 1996, Mohamed Sultan [1] presented the results obtained by the 1D finite difference method developed to solve the heat transfer model and compared them with experimental results over time. The model considered convection and radiation from both gypsum layers facing the cavity region but neglected the heat by radiation from the steel studs to the gypsum surface. This paper also presents the thermophysical properties of the gypsum type X (herein identified as Gypsum 2). In 2002, Geoff Thomas [2] investigated the thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures and developed a finite element heat transfer model for LSF walls. The thermal conductivity has been modified at higher temperatures to capture ablation and the specific heat has been changed to avoid numerical instabilities. The thermal properties were considered effective and suitable to use in the finite element models. C. N. Ang and Y. C. Wang in 2004 [3] investigated the effect of moisture transfer in the gypsum plates, using an equivalent specific heat (effective) to develop the heat transfer analysis, without having to explicitly consider the effect of water movement. Keerthan P. and Mahendran M. in 2012 [4] studied the thermal behaviour of multiple layers of gypsum boards (without LSF) using the SAFIR finite element software and some previous experimental tests to validate the results. New simplified equations were proposed to predict the temperature evolution on the unexposed side of the gypsum layers when using varying thicknesses. Keerthan and Mahendran in 2013 [5] simulated the composite panels using SAFIR and discussed the necessity to use apparent thermal properties. Rusthi et al in 2015 [6] used the 3D finite element model, applying only radiation inside the cavity region. The gypsum thermal properties were considered effective. The ABAQUS 3D numerical model was validated with experiments developed in 2010, but no error information has been provided. Jonathan Vallée in 2016 [7] developed ABAQUS 3D thermal models using radiation and conduction in the cavity region. The author compared only the fire resistance, using the relative error, and found differences between the numerical and experimental results, ranging from 6% to 28%. In 2021, Tao et al. [8] developed the validation of numerical models using LSF walls made by SHS/RHS studs, highlighting the advantage of using closed shape studs in insulated cavities. The simulation of the heat transfer in the cavity region was made by radiation only and no information was given about the hollow region of the studs. In 2022, Samiee et al. [9] developed a numerical investigation to understand the effect of the steel plates and gypsum strips near the studs. The heat transfer in the cavity region accounts only for radiation and authors assume that convection may be neglected due to the restricted airflow inside the wall cavity. The use of strips can prevent a sudden increase in the temperature of the hot flange of the studs. The modelling of the cavity region was developed with radiation heat transfer only. Upasiri et al. [10] in 2022, made a numerical investigation to analyse the effect of different cavity concrete based insulation materials. The results have been compared with traditional LSF walls without cavity insulation material and with rockwool cavity insulation, for both fire scenarios (ISO834 and hydrocarbon). The simulation of the cavity region was developed by radiation only. The disadvantage of filling the cavity with lightweight concrete is the increase in total weight. Perera et al. [11] in 2022, made a numerical investigation regarding the insulation fire resistance of innovative solutions for walls. The use of back blocking in both stud flanges (stripes) and the use of discontinuous cavity insulation, improve the insulation fire resistance. These authors only used radiation for modelling the thermal behaviour of the cavity region, neglecting convection due to restricted air movement

inside the cavities. The fire performance on LSF walls is also being investigated by the authors, with the aim of: developing accurate numerical models based on the thermal analysis with air-structure interaction [12]; validating the numerical models with experimental tests developed elsewhere [13], analysing the fire performance of LSF using the simplified one dimensional heat flow [14]; presenting a sequential numerical model to study the fire resistance of LSF walls made with composite panels [15], based on a hybrid finite element model [16] [17], and more recently, new research has been established on double stud LSF walls [18] and on the analysis of the critical temperature on load bearing LSF walls [19]. All these experimental tests have been developed in the reduced scale and full scale LSF wall specimens and the numerical simulations were developed accordingly. This current investigation establishes the best numerical modelling technique to simulate the fire behaviour in the cavity region, compares the effect of two different gypsum types, and the effect of different cladding systems (number and thickness of gypsum layers) on the fire resistance.

2. METHODS, MODELS AND MATERIALS

Three different two-dimensional (2D) numerical solution methods are presented to simulate the fire performance of the non-load-bearing LSF wall. All the models assume perfect contact between materials, see Figure 1. Solution method 1 uses the finite volume method (FVM) with thermal and fluid interaction for both parts, solid and fluid regions. This method considers laminar flow and is based on density variation. The grid for all the domains (solid and fluid) is presented in Figure 1, using the minimum cell size equal to 0.0003 m. Solution method 2 uses the finite element method (FEM) and considers only the thermal analysis for solids, assuming perfect contact between materials, see Figure 1. The transient and nonlinear thermal analysis is solved. One additional boundary condition is applied in the cavity region, assuming heat transfer by radiation between all the internal faces. This model can predict the bulk temperature of the cavity region. The two-dimensional (2D) analyses were developed using the finite element PLANE55 and SURF151, both available in the Ansys library. Solution method 3 uses the hybrid finite element method (H-FEM) to simulate heat transfer by radiation and convection in the cavity region. This model can be used to determine the fire resistance of LSF wall with void cavities, assuming knowing the behaviour of bulk temperature. These bulk temperatures can be determined by previous experiments. This solution method requires the existence of radiation and convection inside the cavity region. The convection coefficient can be assumed to be 17 (W/m^2K). The two-dimensional (2D) analyses were made using the finite element PLANE55 alone, imposing the bulk temperature in the cavity. All these models are running with the standard boundary conditions applied on the exposed side and on the unexposed side [20]. The numerical validation is discussed towards the prediction of the fire resistance and fire performance during the tests.



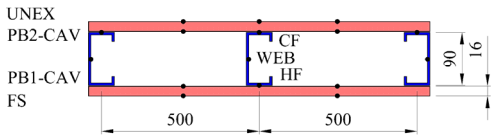
a1) Solution method 1. a2) Cell mesh size

b1) Solution method 2. b2) Finite element mesh size 2.

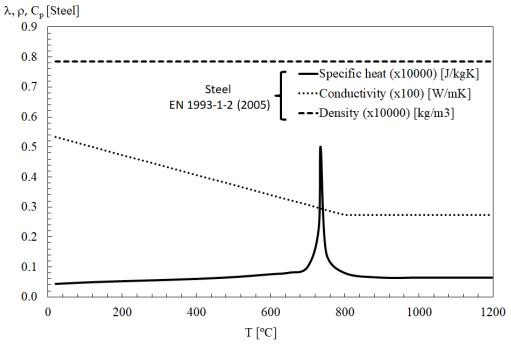
c1) Solution method 3. c2) Finite element mesh size 3.

Figure 1 – Three different methods were used to simulate the heat transfer in the cavity region.

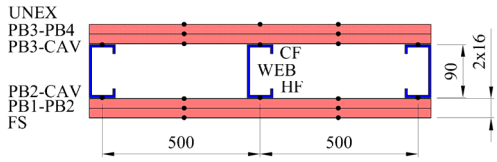
Two distinct stud geometries have been selected, considering the experimental tests developed by Kolarkar and Mahendran [21], where the LSF walls are using three G500 lipped studs type C 90x40x15x1.15, spaced every 500 mm, see Figure 2, and the experimental tests developed by Dias et al. [22], where the LSF walls are using the G500 web-stiffened studs type Σ, 90x40x15x1.15, spaced every 450 mm, see Figure 2. Both LSF structures were protected by multiple 16 mm thick fireproof gypsum layers (gypsum 1). Thermal properties are required to solve the numerical models, see Figure 2. This introduces the nonlinearity to the solution, for which it is required to use an incremental and iterative method. For solution method 1 the iterative method is based on the verification of the residuals for velocity, using the absolute difference of 10^{-3} in each direction, the residual for the continuity with an absolute difference of 10^{-3}, and the residual for temperature with an absolute difference of 10^{-6}. For the solution method 2 and 3, the convergence is verified by the heat flow, using a tolerance value of 0.001 and a reference value of 10^{-6} [W]. These properties were selected from established standards [23], [24] and experimental studies [1] [25].



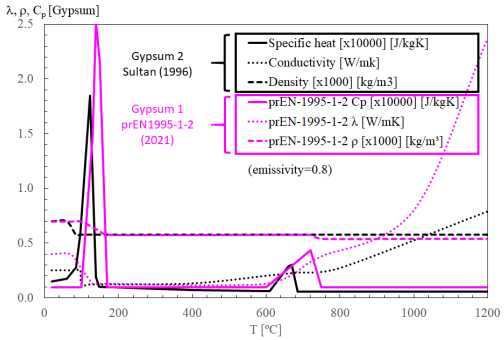
a) Single layer model from Kolarkar and Mahendran [21] (specimen 1).



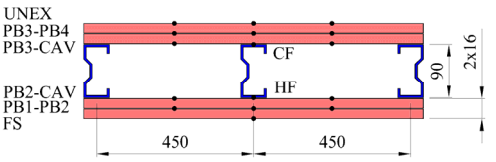
d) Steel thermal properties [23].



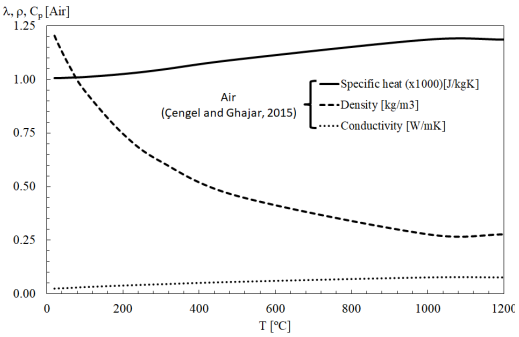
b) Double layer model from Kolarkar and Mahendran [21] (specimen 2).



e) Gypsum thermal properties [1], [24].



c) Double layer model from Dias et al. [22]. (specimen 3)



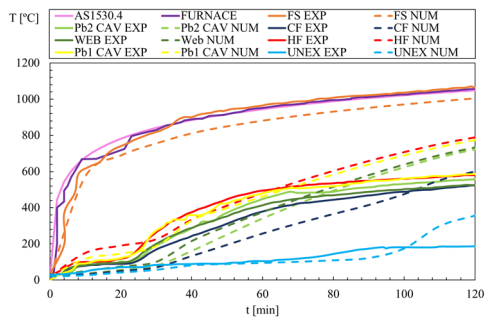
f) Air thermal properties [25].

Figure 2 – Models and materials used for validation.

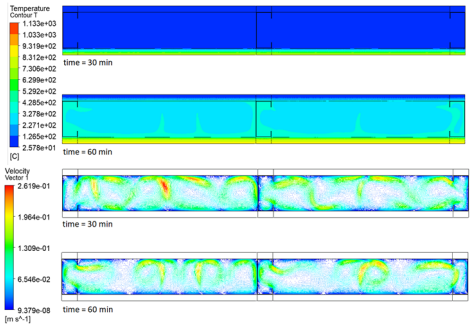
3. ACCURACY OF THE NUMERICAL MODELS

This section presents the comparison of the results for each specimen, using the three solution methods. The comparison is presented by the Root Mean Square Error (RMSE) for the temperature evolution of each component and by the relative error used to determine the fire resistance developed by insulation (I). The steel frame from test Specimen 1 was protected on both sides by a single layer of plasterboard (16 mm) without any joints [21], see Figure 2. Figure

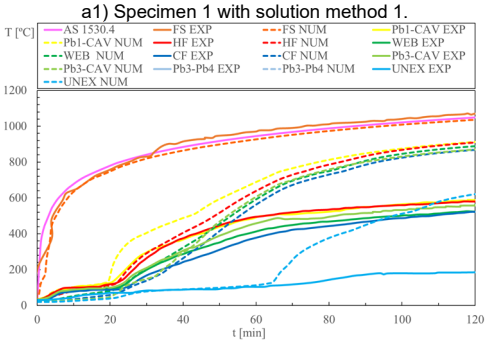
3 presents the comparison between the experimental results and the numerical results. Figure 3 also depicts the temperature field for all the solution methods, including the air velocity field for solution method 1. The unexposed temperature is characterised by the average and the maximum temperature. The average temperature (UNEX) is compared for all solution methods being noticed that this evolution starts to increase sooner when using solution method 2 after 65 min and later on when using solution method 1 (99 min). The temperature field is also depicted in the solid region for all solution methods, including the air temperature in the fluid region for solution method 1.



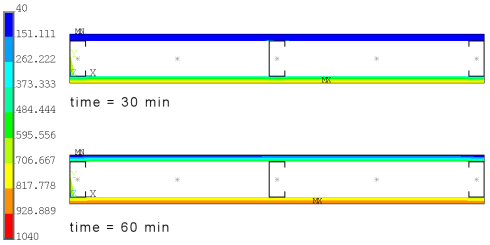
a1) Specimen 1 with solution method 1.



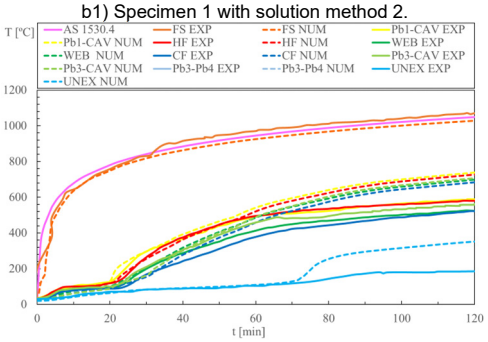
a2) Specimen 1 with solution method 1.



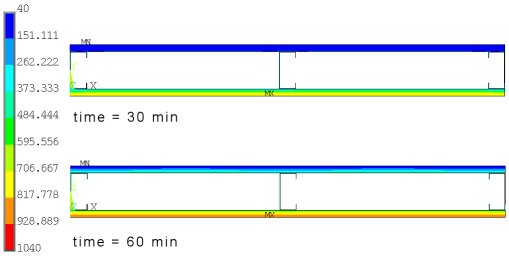
b1) Specimen 1 with solution method 2.



b2) Specimen 1 with solution method 2.



c1) Specimen 1 with solution method 3.

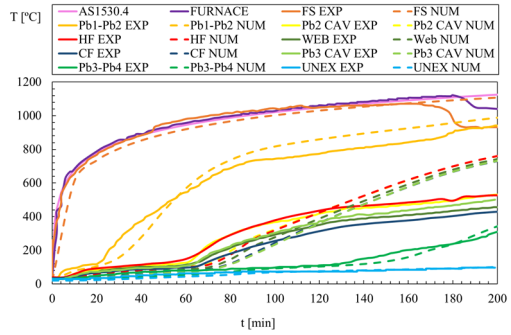


c2) Specimen 1 with solution method 3.

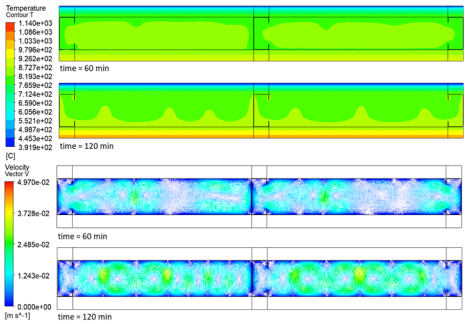
Figure 3 – Comparison of results for specimen 1.

The RMSE is quite good when using solution method 1 and solution method 3, [26]. Solution method 2 is producing higher RMSE and this may be explained by the missing component for the

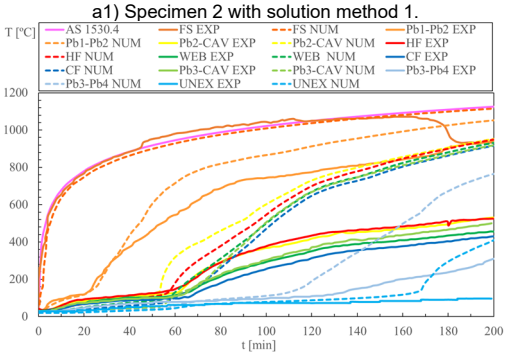
heat flow (convection). For the first 60, 100 and 120 min of comparison. Solution method 1 presents an average RMSE of 76.3 ºC, while solution method 2 is presenting an average RMSE of 144.2 ºC. The RMSE for solution method 3 is 61.7 ºC. The experimental fire resistance for insulation was 89 min. Solution method 1 overpredicts this value with a difference of 11%, while solution method 3 underpredicts the fire resistance by 18%. Specimen 2 was built with two gypsum layers on each side [21]. Figure 4 presents the difference between the experimental and numerical results for specimen 2. Solution method 1 predicts 240 min of fire resistance, even though the numerical solution is only presented to the maximum registry time from experiments. The fire resistance from solution method 3 will be higher than 200 min.



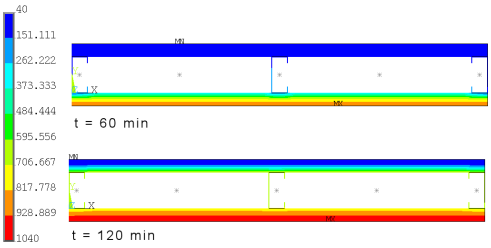
a1) Specimen 2 with solution method 1.



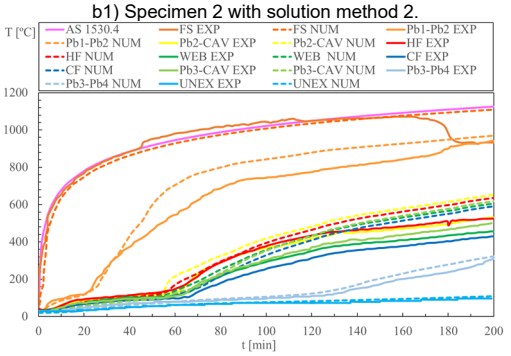
a2) Specimen 2 with solution method 1.



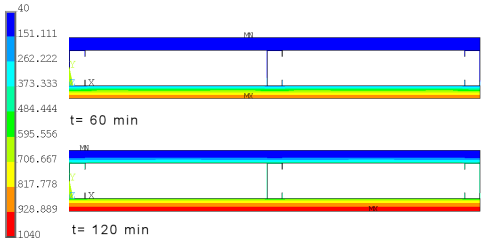
b1) Specimen 2 with solution method 2.



b2) Specimen 2 with solution method 2.



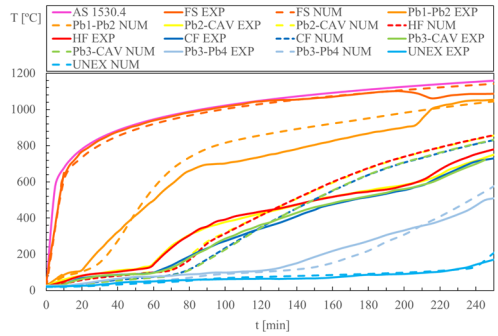
c1) Specimen 2 with solution method 3.



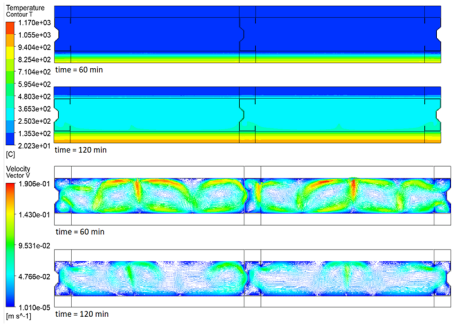
c2) Specimen 2 with solution method 3.

Figure 4 – Comparison of results for specimen 2.

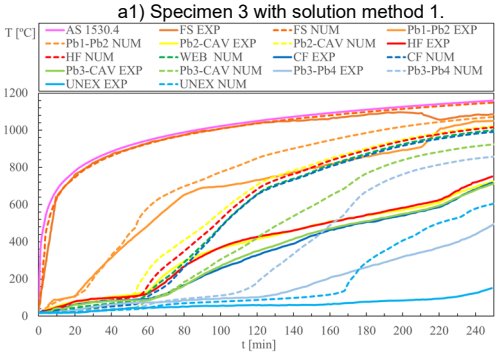
Solution method 2 is producing a higher RMSE and the reason is the same. Specimen 3 was built with two gypsum layers [22], and the results are presented in Figure 5. The insulation failure was defined by the average temperature criterion after 252 min of fire exposure. This specimen has the same level of fire protection when compared to specimen 2, which means that for the same wall thickness, the geometry effect of the stud is not making any difference for the insulation fire resistance. Once again, solution method 2 underpredicts the fire resistance (169 min). Solution method 1 predicts 244 min of fire resistance. The insulation fire resistance from solution method 3 presents an intermediate value of 225 min.



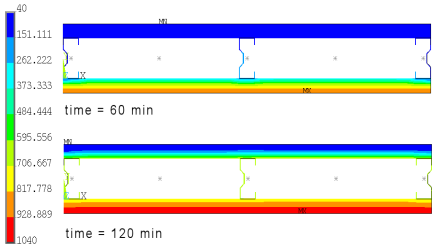
a1) Specimen 3 with solution method 1.



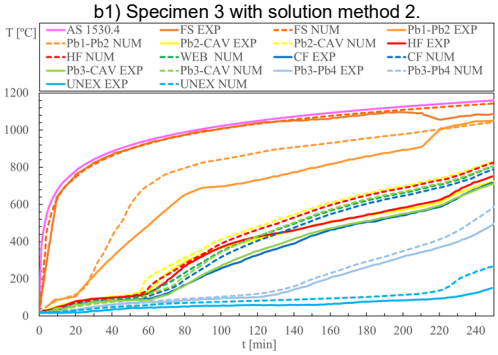
a2) Specimen 3 with solution method 1.



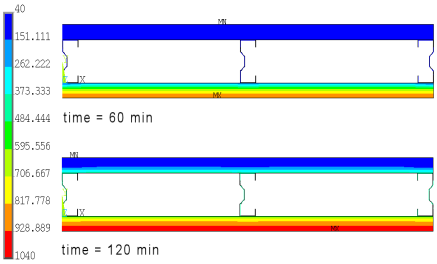
b1) Specimen 3 with solution method 2.



b2) Specimen 3 with solution method 2.



c1) Specimen 3 with solution method 3.



c2) Specimen 3 with solution method 3.

Figure 5 - Comparison of results for specimen 3.

Once again, solution method 2 is producing the highest RMSE. For the first 180 min of comparison, solution method 1 presents an average RMSE of 39.2 K, while solution method 2 is presenting an average RMSE of 74.4 ºC. The RMSE for solution method 3 is presenting an average RMSE of 41 ºC. The experimental fire resistance can be compared with the numerical results. Both solution methods 1 and 3 present small relative errors, representing 3 and 10%, while solution method 2 presents the highest relative error (33%).

4. CONCLUSIONS

All the models are overpredicting the experimental temperatures because standard furnace temperature has been used (not real furnace) and some fire events are missing in simulations (cracks, fall off of gypsum plates). Even though the effective properties are being used in order to mimic some singularities that occurred during the experimental tests. Solution methods 1 (CFD running with FVM) and 3 (hybrid model running with FEM) provide the smaller RMSE during the simulation of the experimental tests. The fire resistance has been predicted using the three solution methods. The relative error is also smaller for solution methods 1 and 3.

REFERENCES

[1] M. A. Sultan, “A model for predicting heat transfer through noninsulated unloaded steel-stud gypsum board wall assemblies exposed to fire,” *Fire Technol.*, vol. 32, no. 3, pp. 239–259, 1996, doi: 10.1007/BF01040217.

[2] G. Thomas, “Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures,” *Fire Mater.*, vol. 26, no. 1, pp. 37–45, 2002, doi: 10.1002/fam.786.

[3] C. N. Ang and Y. C. Wang, “The effect of water movement on specific heat of gypsum plasterboard in heat transfer analysis under natural fire exposure,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 18, no. 7, pp. 505–515, 2004, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2004.04.003.

[4] P. Keerthan and M. Mahendran, “Numerical studies of gypsum plasterboard panels under standard fire conditions,” *Fire Saf. J.*, vol. 53, pp. 105–119, 2012, doi: 10.1016/j.firesaf.2012.06.007.

[5] P. Keerthan and M. Mahendran, “Thermal Performance of Composite Panels Under Fire Conditions Using Numerical Studies: Plasterboards, Rockwool, Glass Fibre and Cellulose Insulations,” *Fire Technol.*, vol. 49, no. 2, pp. 329–356, 2013.

[6] M. Rusthi, Mohamed, Keerthan, Poologanathan, Ariyanayagam, Anthony Deloge, & Mahendran, “Numerical studies of gypsum plasterboard and MGO board lined LSF walls exposed to fire,” in *Proceedings of PLSE 2015*, 2015, pp. 1077–1084.

[7] Jonathan Vallée, “Reliability of fire barriers,” Lund University - Faculty of Engineering Department, 2016.

[8] Y. Tao, M. Mahendran, and A. Ariyanayagam, “Numerical study of LSF walls made of cold-formed steel hollow section studs in fire,” *Thin-Walled Struct.*, vol. 167, no. July, p. 108181, Oct. 2021, doi: 10.1016/j.tws.2021.108181.

[9] P. Samiee, S. Esmaeili Niari, and E. Ghandi, “Thermal and structural behavior of cold-formed steel frame wall under fire condition,” *Eng. Struct.*, vol. 252, no. October 2021, p. 113563, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.engstruct.2021.113563.

[10] I. R. Upasiri, K. M. C. Konthesigha, S. Nanayakkara, K. Poologanathan, P. Gatheeshgar, and D. Perera, "Fire performance of lightweight concrete-filled LSF wall panels," *Structures*, vol. 40, no. October 2021, pp. 1039–1055, Jun. 2022, doi: 10.1016/j.istruc.2022.04.081.

[11] D. Perera *et al.*, "Novel conventional and modular LSF wall panels with improved fire performance," *J. Build. Eng.*, vol. 46, no. May 2021, p. 103612, Apr. 2022.

[12] P. A. G. Piloto, M. S. Khetata, and A. B. R. Gavilán., "Fire performance of non-loadbearing light steel framing walls - numerical simulation," in *7th international conference mechanics and materials in design*, 2017, pp. 1603–1610.

[13] M. Khetata, L. Fernandes, C. Marinho, P. Piloto, A. Gavilán, and H. Razuk., "Fire resistance of non-loadbearing light steelframing walls: numerical validation," in *XI Portuguese Congress on Steel and Composite Construction – CMM 2017*, 2017, pp. 853–862.

[14] P. A. G. Piloto, M. S. Khetata, and A. B. R. Gavilán, "Fire Performance of Non-Loadbearing Light Steel Framing Walls-Numerical and simple calculation methods," *Int. J. Sci. Technol.*, vol. 3, no. 3, pp. 13–23, 2017, doi: https://dx.doi.org/10.20319/mijst.2017.33.1323 FIRE.

[15] P. A. G. Piloto, "Fire resistance of cold-formed steel walls with composite panels : Results from insulation rating (I) and loadbearing prediction rating (R)," *Metálica international*, no. 7, Portuguese Association for Steel and Composite Construction, Coimbra, pp. 12–17, 2018.

[16] P. A. G. Piloto, M. S. Khetata, and A. B. R. Gavilán, "Loadbearıng Capacıty of LSF Walls under Fıre Exposure," *MATTER Int. J. Sci. Technol.*, vol. 4, no. 3, pp. 104–124, 2018, doi: https://dx.doi.org/10.20319/mijst.2018.43.104124.

[17] S. M. Khetata, P. A. G. Piloto, and A. B. R. Gavilán, "Fire resistance of composite non-load bearing light steel framing walls," *J. Fire Sci.*, vol. 38, no. 2, pp. 136–155, Mar. 2020, doi: 10.1177/0734904119900931.

[18] M. H. Alves, G. Constantini, A. Ianni, E. F. A. Kimura, A. Meda, and P. A. G. Piloto, "Fire performance of non-load-bearing double-stud light steel frame walls: Experimental tests, numerical simulation, and simplified method," *Fire Mater.*, no. February, p. fam.2969, Apr. 2021, doi: 10.1002/fam.2969.

[19] P. A. G. Piloto, M. S. Khetata, and A. B. Ramos-Gavilán, "Analysis of the critical temperature on load bearing LSF walls under fire," *Eng. Struct.*, vol. 270, no. July, p. 114858, Nov. 2022, doi: 10.1016/j.engstruct.2022.114858.

[20] CEN, "EN 1991-1-2, Eurocode 1: Actions on structures – Part 1-2: General actions – Actions on structures exposed to fire," *CEN- European Committee for Standardization*. CEN-European Committee for Standardization, Brussels, p. 59, 2002.

[21] P. Kolarkar and M. Mahendran, "Experimental studies of non-load bearing steel wall systems under fire conditions," *Fire Saf. J.*, vol. 53, pp. 85–104, Oct. 2012.

[22] Y. Dias, P. Keerthan, and M. Mahendran, "Fire performance of steel and plasterboard sheathed non-load bearing LSF walls," *Fire Saf. J.*, vol. 103, no. October 2018, pp. 1–18, 2019, doi: 10.1016/j.firesaf.2018.11.005.

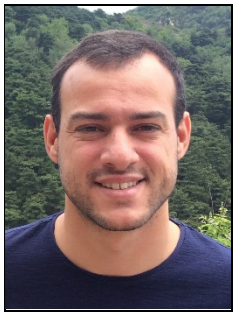
[23] CEN, *EN 1993-1-2: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design*. Brussels: CEN - European Committee for Standardization, 2005.

[24] CEN, "pr EN 1995-1.2, Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design." CEN - European Committee for Standardization, Brussels, 2020.

[25] Y. A. Çengel and A. J. Ghajar, *Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications*, 5th ed. New York: McGraw-Hill Education, 2015.

[26] CEN, "EN 1363-1: Fire resistance tests Part 1 : General Requirements." CEN- European Committee for Standardization, Brussels, p. 52, 2020.

DESIGNING COMPRESSED MEMBERS OF TRUSSES AND BRACING SYSTEMS IN FIRE USING MACHINE LEARNING MODELS



Carlos Couto [*]
Researcher
University of Aveiro – RISCO



Luca Possidente
Postdoctoral Fellow
UCL University College London – CEGE

ABSTRACT
Trusses and bracing systems are usually constructed from monosymmetric and built-up cross-sections, which under compression stresses may buckle in torsional or flexural-torsional modes. In fire, this phenomenon is utterly important as failure in bracing systems or trusses may cause the collapse of buildings and result in loss of lives or severe economic impacts. A previous study has demonstrated that the buckling curve of Eurocode 3 Part 1-2 (EN 1993-1-2) provides unconservative results for slenderness ranges of practical interest and improved design equations were proposed to increase the safety of compressed members made of angles, tee, or cruciform sections at elevated temperatures. Building upon the same dataset, machine learning models are developed and validated herein, proving to be accurate design alternatives.

KEYWORDS: Machine learning; compressed members; trusses; bracing systems.

1. INTRODUCTION

Machine Learning (ML) models have been widely used in structural engineering problems in the past. Their application to fire safety, however, remains much less explored despite the several advantages that such procedures can bring to the field [1]. In fact, ML models have proven to be extremely fast calculation methods and their accuracy largely surpass the prediction capacity of state-of-the-art analytical methods.

[*]Corresponding author – RISCO – University of Aveiro, Civil Engineering, Campus Universitário de Santiago, Aveiro, Portugal
email: ccouto@ua.pt http://www.ua.pt/decivil

This study focused on the development of different ML algorithms using a dataset of numerical samples that were used previously to develop analytical proposals [2] that improve current Eurocode 3 fire design rules available in Part 1-2 for angular, tee and cruciform sections. Indeed, no dedicated indication is provided in the code, though differently from other sections, e.g. H or I shaped, they are particularly prone to torsional and flexural torsional buckling in compression. L sections and X and T sections, obtained, for instance, from coupling L sections, can be found in trusses and bracing systems, but also in built-up compression members or in steel lattice structures, e.g. electric steel towers. Fires developing inside buildings or open fires may induce buckling of these sections and cause the collapse of the structures, resulting in high casualties or severe economic losses.

Differently from flexural modes considered in the Eurocode 3 fire design equation for buckling of compressed elements, torsional and flexural-torsional modes are the results of a combination of more modes. Depending on the sectional properties and the length of the compressed element, flexural modes about the weak and the strong axis interact with the torsional mode, causing a non-trivial buckling behaviour of the element. Therefore, a theory-based design procedure should rely on the identification of different buckling loads and solving systems of equations considering the different modes interaction, which may result in being much more complex and time-consuming in respect to the current design procedures. Finally, we demonstrate in this work that ML can be a valid methodology to address the design of these members.

2. NUMERICAL MODEL AND DATASET

2.1 Finite element model

Concentrically compressed members with L, T and X section were studied performing a large number of geometrically and materially imperfect nonlinear analyses GMNIA, considering different length and section properties. Commercial equal leg angles were considered for L sections and coupled back-to-back in X sections. For T sections instead, both equal and unequal leg angular sections were coupled. In order to correctly capture the torsional effects at elevated temperature shell [3] and 3D beam [4] elements, specifically conceived to account for torsion and warping of open-steel sections at elevated temperatures, were used. Class 1 to 3 members, according to EN 1993-1-2 classification at elevated temperature, subjected to uniform temperature distributions in the 400 °C to 800 °C range, i.e. the range in which fire-induced failure typically occurs, were investigated. The nonlinear stress-strain constitutive law provided in EN 1993-1-2 was considered, while residual stresses were deemed negligible. In order to correctly capture the buckling phenomena, initial imperfections were based on the lowest buckling modes obtained by preliminary linear eigenvalue analyses of the investigated members.

2.2 Dataset, features and output

The results obtained in previous studies [2] using the finite element numerical model described in the previous section were considered in this work for the development of the artificial intelligence models using machine learning techniques.

A total of 21879 cases were considered in the dataset summing all the samples for each of the sections. Seven features were defined for training the models of L- and X- shape, while for the T-sections nine features were considered. The details of the dataset are given in Table 1. The minimum and maximum values for each of the features are also indicated. The frequency for the L-shape cases is illustrated in Figure 1 for some input features. These features define the input parameters for the different models developed in Section 3.

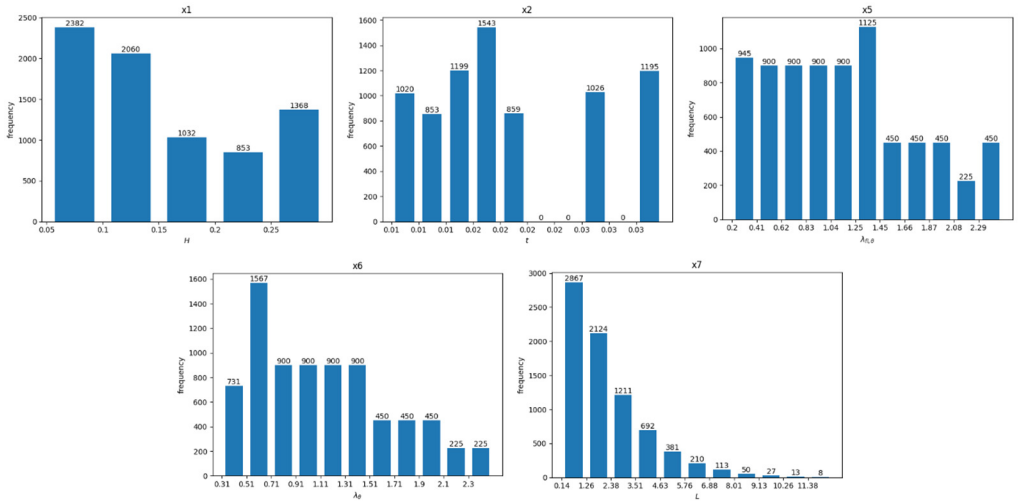


Figure 1: Example frequency distribution for some input features considered for the L-shape cases.

To optimize the training dataset's size, only 5% of cases were reserved for the test set. This measure was taken to mitigate the risk of overfitting in the models, which is more likely to occur when the training dataset is comparatively smaller. Notably, in our case, the sample size is sufficiently large, thus 5% is considered to be a suitable proportion for the test set in this preliminary study.

The result, i.e. the target objective, of machine learning models is defined as

$$y = \frac{N_{ult}}{N_{fi,\theta,Rd}} \tag{1}$$

where N_{ult} is the overall resistance of the braced members i.e., its collapse load, and $N_{fi,\theta,Rd}$ is the plastic cross-sectional capacity at a temperature θ. By selecting an adimensional output parameter, the machine learning model's output is constrained to a reasonable range. This, in turn, makes the model easier to train.

Table 1: Input values and features used for developing the models.

Shape	# samples	Feature	Input	Min.	Max.
L	7695	x_1	h (mm)	45	300
		x_2	t (mm)	7	34
		x_3	θ (°C)	400	800
		x_4	f_y (MPa)	235	355
		x_5	$\bar{\lambda}_{fl}$	0.2	2.5
		x_6	$\bar{\lambda}$	0.31	2.5
		x_7	L (m)	0.136	12.5
T	9789	x_1	h_1 (mm)	90	600
		x_2	h_2 (mm)	45	300
		x_3	t_1 (mm)	7	34
		x_4	t_2 (mm)	14	68
		x_5	θ (°C)	400	800
		x_6	f_y (MPa)	235	355
		x_7	$\bar{\lambda}_{fl}$	0.25	2.5
		x_8	$\bar{\lambda}$	0.28	2.5
		x_9	L (m)	0.27	19.55
X	4395	x_1	h (mm)	90	600
		x_2	t (mm)	14	90
		x_3	θ (°C)	400	800
		x_4	f_y (MPa)	235	355
		x_5	$\bar{\lambda}_{fl}$	0.1	1.7
		x_6	$\bar{\lambda}$	0.17	1.7
		x_7	L (m)	0.136	12.5

3. MACHINE LEARNING MODELS

3.1 Neural networks

Neural networks (NN) are mathematical models that consist of layers of neurons interconnected to form a network, inspired by the functioning of the human brain, seeking to mimic, albeit in a very crude way, its operation. They have a wide range of applications and can map input parameters to a desired response.

The multilayer perceptron is the most commonly used algorithm, which groups neurons into layers, including an input layer, one or more hidden layers, and an output layer. We used the

pyrenn library [5] to develop and train our neural network models in this study, with the Levenberg-Marquardt optimization algorithm [6,7].

We considered different architectures for the neural networks and found that a network with two hidden layers of 128 and 16 neurons gave the best accuracy in our study, therefore, for the L and X sections the network had the architecture 7×128×16×1 and for the T sections it had the architecture 9×128×16×1. We set a maximum of 500 iterations (epochs), although this parameter had minimal effect on the algorithm. The results obtained for the train and test datasets are shown in Fig.3.

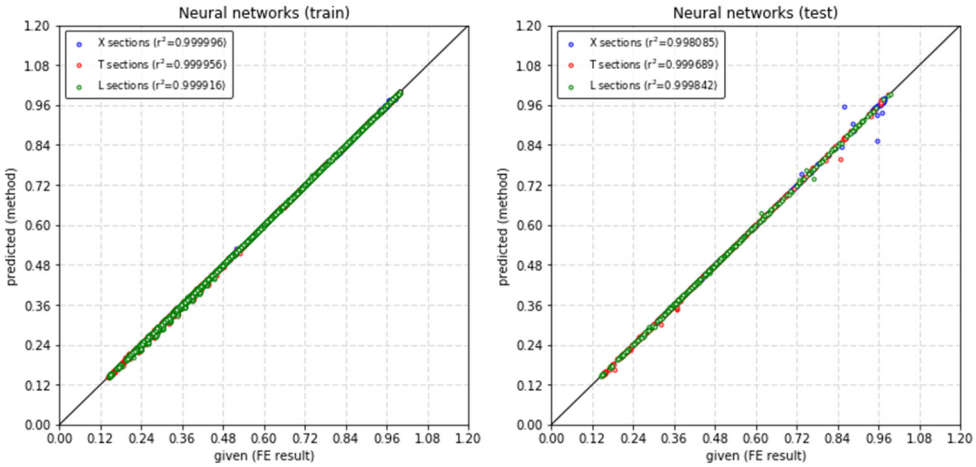


Figure 2 – Accuracy between obtained FE results and predicted by the neural network model for the training (left) and testing (right) sets.

3.2 Support vector regression

Based on statistical learning theory, Support Vector Machines (SVM) [8] represent a versatile learning technique. In classification problems, the algorithm's primary objective is to identify an optimal separation hyperplane that minimizes errors and maximizes the margins (±) of the hyperplane, thereby enhancing the generalization capability. In contrast, Support Vector Regression (SVR) algorithm, when employed in regression problems, aims to establish a flat hyperplane within the margins (±), encompassing the data while discarding points that lie outside these margins.

The SVR model was trained using the scikit-learn library [9]. The search for the most appropriate hyperparameters was done using the gridsearch technique with the values shown in Table 2, marking with * the best ones, i.e., those that lead to the model with the correlation coefficient closest to 1.0.

Table 2: Table of the hyperparameters used in SVR [9] (* indicates the best).

kernel	degree	gamma	C	epsilon
Rbf*	1*, 3, 5, 10, 100, 1000	scale, auto 0.049*, 0.1, 0.0049 0.001, 0.00049	1, 10, 100, 1000*	0.1, 0.05 0.001*, 0.005 0.0001

Figure 3 compares the results for the best-fitting model, i.e., with the best hyperparameters for the SVR model, for the train and test datasets.

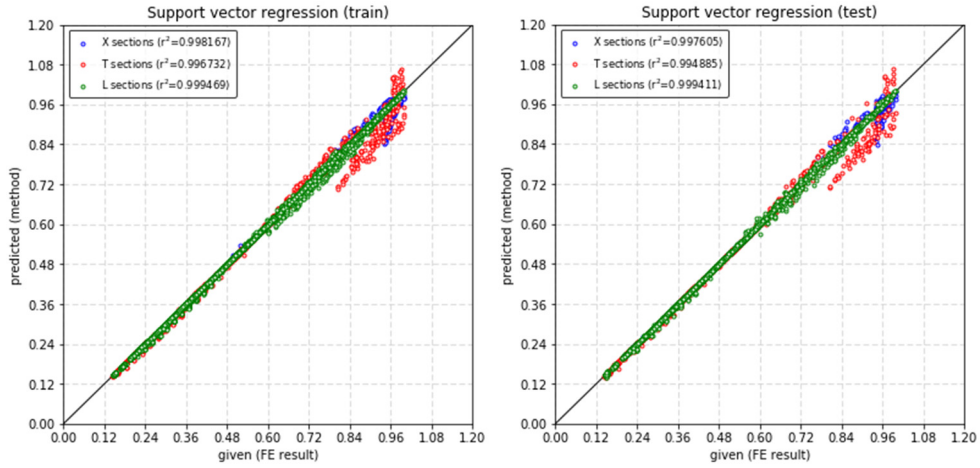


Figure 3 – Accuracy between obtained FE results and predicted by the support vector regression model for the training (left) and testing (right) sets.

3.3 Random forests

Random forests are a popular ensemble learning algorithm that combines different learning algorithms to address classification and regression problems. Specifically, the algorithm utilizes bagging and decision trees algorithms [10] to build several decision trees during training.
To enhance the accuracy and prevent overfitting, each tree in the forest is constructed using a random subset of the available features and training data. During the prediction phase, the algorithm generates a prediction by aggregating the outputs of all decision trees in the forest, with the average value of the individual trees serving as the output value.
As in the previous model, the algorithm was trained using the scikit-learn library [9] and the search for the most appropriate hyperparameters for this algorithm and this particular problem was done using the gridsearch technique with the values shown in Table 3, the values marked with * correspond to the best ones.

Table 3: Table of the hyperparameters used in Random forests [9] (* indicates the best).

n_estimators	max_depth	min_samples_split	max_features	max_leaf _nodes
10,20,	10, 50,	2 *, 8,	auto *	none*
50, 100,	100*, 500,	16, 24,	sqrt	10
250*, 500,	1000	32, 64	log2	100
1000				500

Figure 4 compares the results obtained for this model for the train and test datasets.

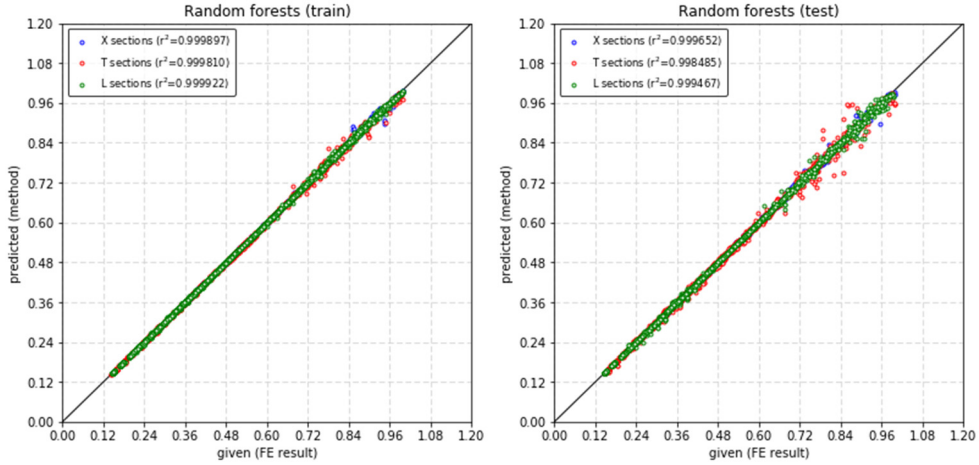


Figure 4 – Accuracy between obtained FE results and predicted by the random forests model for the training (left) and testing (right) sets.

4. ANALYTICAL MODELS

4.1 Eurocode 3

The design buckling resistance of compressed steel members in fire $N_{b,fi,t,Rd}$ as given in EN 1993-1-2, equivalent to N_{ult} as defined in Section 2, can be evaluated by reducing the full resistance of compressed steel members at elevated temperature $N_{fi,t,Rd}$ by the factor χ_{fi}.

$$\chi_{fi} = \frac{1}{\varphi_\theta + \sqrt{{\varphi_\theta}^2 - {\overline{\lambda}_\theta}^2}} \tag{1}$$

with

$$\varphi_\theta = \frac{1}{2}\left[1 + \eta_{EC3.1-2} + \overline{\lambda}_\theta{}^2\right] \quad (2)$$

And the generalised imperfection factor $\eta_{EC3.1-2}$ defined as

$$\eta_{EC3.1-2} = \alpha\overline{\lambda}_\theta \text{ with } \alpha = \beta\sqrt{235/f_y}\ ;\beta = 0.65 \quad (3)$$

This formulation was developed and calibrated considering only pure flexural buckling and this appears evident by looking at the definition $\overline{\lambda}_\theta$ is the non-dimensional slenderness at elevated temperature.

$$\overline{\lambda}_\theta = \overline{\lambda}\left[k_{y,\theta}/k_{E,\theta}\right]^{0.5} \quad (4)$$

In which $\overline{\lambda}$ is the non-dimensional slenderness at ambient temperature. Since according to the code, χ_{fi} should be determined as the lesser of the values of $\chi_{y,fi}$ and $\chi_{z,fi}$, it follows that the non-dimensional slenderness $\overline{\lambda_y}$ and $\overline{\lambda_z}$ about the strong and the weak axis should be used and therefore, it appears evident that only pure flexural buckling is considered while torsional effects are neglected.

4.2 New proposal

The proposal presented in [2] consist in the substitution of the generalised imperfection factor of EN1993-1-2 with the following one:

$$\eta_{PROP} = \frac{\alpha}{\overline{\lambda}_\theta{}^\gamma}\left(\overline{\lambda}_\theta - \frac{\overline{\lambda}_0^2}{\overline{\lambda}_\theta}\right) \text{ with } \alpha = \beta\sqrt{235/f_y} \quad (5)$$

Where the parameters β, γ and $\overline{\lambda}_0$ are defined for each section according to the following table.

Table 4: Parameter for the buckling curve proposed in [2] with slenderness modification.

	L	T	T (unequal)	X
β	1.00	1.25	1.10	0.85
γ	0.50	0.80	0.50	0.35
$\overline{\lambda}_0$	0.15	0.22	0.20	0.20

With this modification the value of χ_{fi} exceeds 1 when the slenderness is lower than $\overline{\lambda}_0$ and therefore, the condition $\chi_{fi} = 1$ should be introduced for $\overline{\lambda}_\theta \leq \overline{\lambda}_0$.

5. DISCUSSION OF THE RESULTS

The prediction quality of the different models can be evaluated through the correlation coefficient (r^2) between the values estimated by the model (predicted) and the values obtained numerically (given). In a model whose correlation between the estimated and given values is perfect, the correlation coefficient will be 1.0. On the other hand, in the case of artificial intelligence models,

this value allows us to gauge the quality of the model when compared for both training and test sets, in terms of overfitting, where a value close to 1.0 in the training set but far from unity in the test set indicates that the model lacks the ability to generalize the results and that it actually "memorized" the pattern in the training data instead of "learning" it. While the results of the correlation coefficient are given in previous Figures 2-4 for both training and test sets, it is possible to identify that in all the models no overfitting occurred. After this confirmation, for the sake of simplicity and comparison, all the samples are considered in this subsection to compare the different models developed and the existing analytical models. Figure 5 plots the comparison for the obtained results for all models and sections, and the corresponding values of the correlation coefficient are given in Table 4.

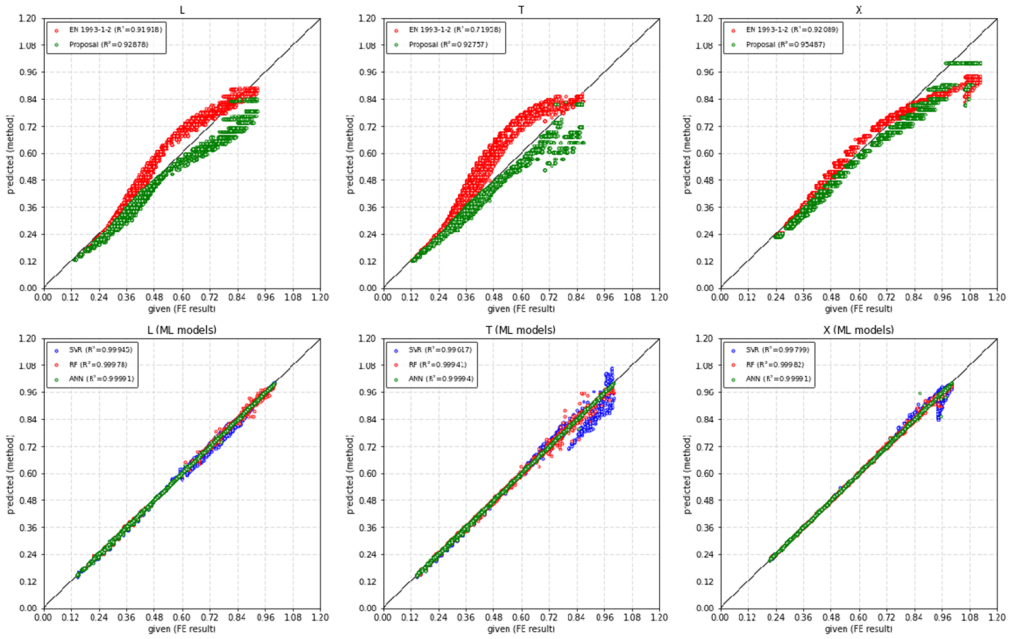


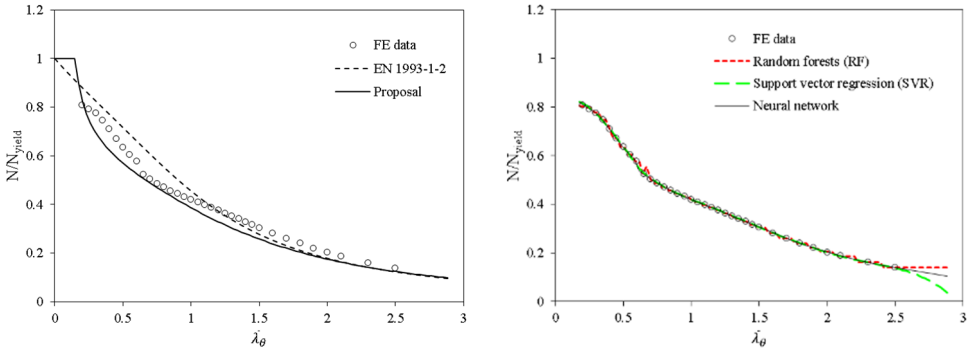
Figure 5 – Comparison between obtained FE results and predicted by the analytical methods (top) and with the ANN, RF and SVR machine learning models (bottom).

For the analytical methods, it is observed that the Eurocode 3 Part 1-2 gives a r^2 of 0.9192, 0.7196 and 0.9209 for L- T- and X-shape sections, respectively, while the Proposal returns 0.9288, 0.9276 and 0.9549. Among the machine learning models, the neural network returns 0.9999 for all the sections considered in this study, resulting in the best model to predict the capacity of the members. The random forest is the second best model with values of 0.9998, 0.9994 and 0.9998, and finally the support vector regression with 0.9995, 0.9972 and 0.9998, for each of the sections in this study. The results show that the capacity predicted by the machine learning models greatly surpasses the one from the analytical models. Although the neural network is deemed herein as the best model, the fact that all the machine learning models developed in this study result in similar correlation coefficients shows that they are well-suited for this task.

Table 5: Summary of the results obtained with different analytical models and using machine learning.

Shape	Model	r^2
L	Eurocode 3 Part 1-2	0.9192
	Proposal	0.9288
	Neural network (NN)	0.9999
	Support vector regression (SVR)	0.9995
	Random forest	0.9998
T	Eurocode 3 Part 1-2	0.7196
	Proposal	0.9276
	Neural network (NN)	0.9999
	Support vector regression (SVR)	0.9972
	Random forest	0.9994
X	Eurocode 3 Part 1-2	0.9209
	Proposal	0.9549
	Neural network (NN)	0.9999
	Support vector regression (SVR)	0.9998
	Random forest	0.9998

Finally, for a different visualization of the results obtained, Figure 6 shows the comparison of the different models for the section L180×19 in S355 steel, and the numerical results obtained with the finite element model indicated in Section 2.



a) b)

Figure 6 – Comparison of numerical results (FEM) and a) artificial intelligence models and b) analytical models for brace members made of L-shape section L180×19.

In this figure, it is possible to observe the good correlation between the artificial intelligence models and those obtained numerically and the underestimation of the analytical methods for this case. However, the Random forests and the Support vector regression models seem to diverge for greater slendernesses and, specifically the Random forests model seems not to capture the FE data in the range of 0.7 of the slenderness as well as the other models.

5. CONCLUSIONS

The complex behaviour that governs the resistance of members built from L, T and X shaped sections at elevated temperatures, such as those occurring in a fire situation, were considered in this study. Existing analytical models were revisited and compared against the results from a numerical study carried out in a previous study, highlighting that the present rules available in the Eurocode 3 Part 1-2 lead to inconsistent results and that the state-of-the-art design methodologies that were developed to improve those rules are indeed a better approach to this problem.

As a step forward towards higher accuracy in the capacity prediction of these members, machine learning (ML) models were explored in this work. To that end, Neural networks, Random forests, and Support vector regression models were trained and validated against the same dataset used to demonstrate the inaccuracies of the Eurocode 3 approach and the benefits from the newly proposed design rules. The accuracy of ML models was greater than the obtained with said analytical methods, with the ANN being the best-fitting ML model for every section geometry generally yielding a r^2 score above 0.9999, while the RF and SVR being too safe for some greater reduction factor values but also returning high scores.

In particular, the ML models show that the behaviour of T-sections is much harder to be captured. This is consistent with the observation from the analytical methods and could be related to the fact that while for L sections the strong and weak axis always have the same orientation and for X cross-section the two principal axes are equivalent (bi-symmetric section), for the investigated T sections which of the two principal axis is the strong one varies depending on the sectional properties. Hence, which of the two flexural modes interacts the most with the torsional one depends on time by time, and more information are necessary to the ML models to correctly capture the buckling resistance of the members.

Nonetheless, the ML models that were developed in this work proved to be capable of predicting the torsional or flexural-torsional buckling behaviour of compressed members and therefore can be used to design trusses or bracing systems composed of such elements at elevated temperatures and thus contribute to improving their fire safety.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work is funded by national funds through FCT – Fundação para a Ciência e a Tecnologia, I.P., under the Scientific Employment Stimulus – Institutional Call – CEECINST/00026/2018 and Rede Nacional de Computação Avançada (RNCA) exploratory research project CPCA/A1/6717/2020.

REFRENCES

[1] C. Couto, Q. Tong and T. Gernay, “Predicting the capacity of thin-walled beams at elevated temperature with machine learning”. *Fire Saf. J.*, vol. 130, 2022.
[2] L. Possidente, N. Tondini, and J. M. Battini, “Torsional and flexural-torsional buckling of compressed steel members in fire”. *J. Constr. Steel Res.,* vol. 171, 2020.
[3] L. Possidente, N. Tondini, J.-M. Battini, Branch-switching procedure for post-buckling analyses of thin-walled steel members in fire, Thin-Walled Struct. 136 (2019) 90–98.
[4] L. Possidente, N. Tondini, J.-M. Battini, 3D beam element for the analysis of torsional problems of steel-structures in fire, J. Struct. Eng. 146 (7) (2020) https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002665.
[5] Atabay D. “pyrenn: A recurrent neural network toolbox for Python and Matlab”, 2021.
[6] Levenberg K. “A method for the solution of certain non-linear problems in least squares”. Q Appl Math 1944.
[7] Marquardt DW. “An Algorithm for Least-Squares Estimation of Nonlinear Parame-ters”. J Soc Ind Appl Math 1963.
[8] Vapnik VN. “The nature of statistical learning theory”. New York: Springer. 1995.
[9] Pedregosa F, Varoquaux G, Gramfort A, Michel V, Thirion B, Grisel O, et al. “Scikit-learn: Machine learning in Python”. J Mach Learn Res 2011.
[10] Silva C, Ribeiro B. “Aprendizagem Computacional em Engenharia”. 2018.

PASSIVE FIRE PROTECTION AND ANTICORROSION PROTECTION: COMBINATION OF ANTICORROSION TESTS UNDER ISO 12944 AND FIRE RESISTANCE TESTS



Jordi Berenguer
Director Técnico
CIN Performance Coatings, Espanha



Ana Luísa Seara*
Marketing Técnico
CIN Performance Coatings, Portugal

SUMÁRIO
Intumescent coatings are a key factor for the protection of steel structures against fire. However, they are not evaluated for their anticorrosion properties.
ISO 12944 is the reference standard for the evaluation of the performance of anticorrosive coating systems, but it does not evaluate its fire resistance.
In this paper, ISO 12944 tests are combined with fire resistance tests to evaluate the fire performance of coated panels after ageing.
Results show that CIN Performance Coatings' anticorrosive-intumescent system fulfils ISO 12944- Part 6 requirements and it retains the fire resistance properties.

KEYWORDS: intumescent Coatings; passive fire protection; anticorrosion; Protective Coatings; ISO 12944; fire resistance

1. INTRODUCTION

Steel is a key material for construction of many different types of structures. Besides having a lot of advantages as construction material, it has two main drawbacks:

- tendency to corrode and
- lose of strength at high temperatures.

Both drawbacks need to be addressed in order to increase the durability and safety of the steel structures.

* Autor correspondente – CIN Performance Coatings. Email: ana.luisa.goncalves@cin.com

Anticorrosion properties are evaluated using ISO 12944[1]. The scope of this standard is stablished in Part 1, where it also explains the functions not covered, among them protection against fire. It is very important to remark the norm is about function, not coatings, so intumescent coatings are not excluded from the scope and, therefore, they can be tested for their anticorrosion properties. There are literature[2] and third party reports about the suitability of intumescent coating systems tested under ISO 12944.

On the other side, fire resistance properties are evaluated in Europe by EN 13381-8[3] standard, and the CE marking is compulsory under the European Assessment Document EAD 350402-00-1106[4]. This document describes some ageing for different exposure conditions, ranked from Z1 to X, which are completely different than the ones described in ISO 12944.

The British Coatings Federation (BCF) has issued a document[5] that tries to relate the exposure conditions used in ISO 12944 and EAD 350402-00-1106. This document is an effort to relate exposure conditions, but the ageing process used by both norms are completely different. For instance, ISO 12944 uses salt spray testing (main test to evaluate anticorrosion performance) while EAD 350402-00-1106 does not use it.

There is a sound reason for this: salt spray testing requires a scribe on the coating where the corrosion advance will be evaluated. If tested for fire resistance, heat will get into the steel through this scribe and the result would not be acceptable. Therefore, and alternative needs to be found if there is the intention to combine ISO 12944 testing and fire resistance, as there was not found in the literature or normative[6] any reference to this possibility.

2. TEST PROPOSAL

2.1. Panels

ISO 12944 requires two types of tests:

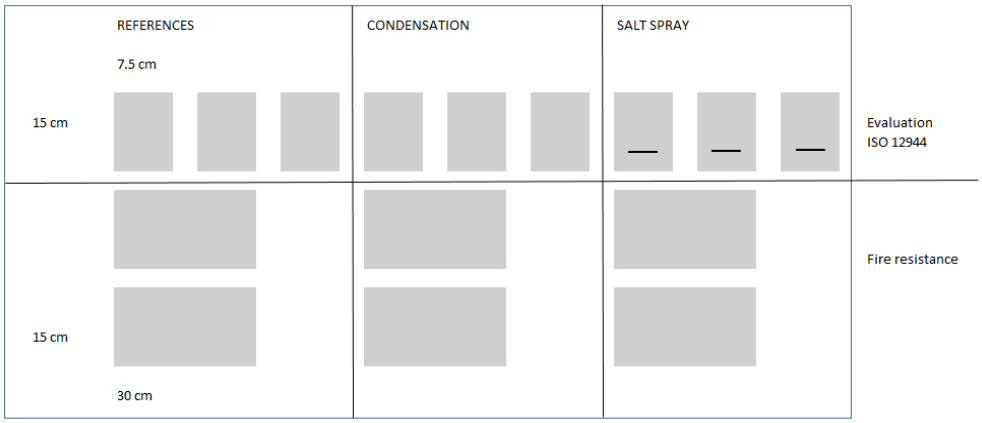
- Condensation
- Salt spray

The duration of these tests depends on and corrosion atmosphere and wished durability. They are done on panels with a minimum size of 150 x 75 x 3 mm. This size is too small for a fire resistance test. 9 panels are used, 3 references, 3 for salt spray and 3 for condensation. EAD 350402-00-1106 requires a fire resistance test on panels with a minimum size of 300 x 200 x 5 mm, which is too big for the machines used for salt spray and condensation. A minimum of 4 panels are needed: 2 references and 2 aged.
To combine both standards, the following panels are prepared:

- 9 panels size 150 x 75 x 3 mm for ISO 12944 testing and evaluation
- 6 panels size 300 x 150 x 5 mm for ageing as per ISO 12944 and afterwards test for fire resistance.

That is, the panels that are going to be tested for fire resistance are aged as per ISO 12944, but no scribe is done on the salt spray panels as per the reason explained before.

The following scheme summarizes the minimum needed panels to be prepared and tested.



Scheme 1: Summary of the panels prepared.

The test program will be as follows:

- Corrosion atmosphere and durability: C4-H (as per ISO 12944)
- Minimum 3 small panels and 2 big panels are aged in condensation and the same number in salt spray (in this case, the small panels with scribe, the big panels without)
- The small panels are evaluated under ISO 12944
- The big panels are tested in a furnace to evaluate fire resistance.

2.2. Panel preparation

All the panels are blasted to Sa 2 ½ and the anticorrosion-intumescent system[7] is applied by airless sprayer. Every layer is checked for dry film thickness by an independent third party (Otec Riera, Spain).

2.3. Ageing

Ageing of the panels are done following requirements of ISO 12944:6 for a C4-H system, that is, 720 h of salt spray and 480 h for condensation. This is done in the premises of Otec Riera.

2.4. Fire testing

Once ageing is done, the panels are burned on our furnace, following standard fire curve for cellulosic fire, and witnessed by Otec Riera technicians.

3. RESULTS AND EVALUATION

All the results are covered by the report number 10343 of Otec Riera from 19th August 2022.

3.1 Dry film thickness

The dry film thickness of every layer is measured following ISO 19840[8] with a magnetic dry film thickness meter and corrected for surface roughness according to ISO 2808[9], method 7B.2.

The measured values are summarized in the following tables:

Table 1: dry film thickness of every layer for the small panels

Small pan.	Primer	Intumescent	Top Coat	Test
4	124	1183	106	Ref.
5	106	1232	108	Ref.
6	112	1194	124	Ref.
7	117	1179	120	Condensation
8	124	1171	140	Condensation
9	136	1168	120	Condensation
10	129	1203	111	Salt spray
11	107	1203	111	Salt spray
12	134	1263	134	Salt spray

Table 2: dry film thickness of every layer for the big panels

Big pan.	Primer	Intumescent	Top Coat	Test
1	69	1252	80	Ref.
2	71	1266	134	Ref.
3	132	1288	126	Salt Spray
4	150	1250	136	Salt Spray
5	93	1267	134	Salt Spray
6	148	1213	165	Condensation
7	95	1240	100	Condensation
8	135	1332	197	Condensation
9	130	1424	105	Ref.
10	147	1232	198	Ref.

3.2 ISO 12944 results

- Initial adhesion values: they were measured following ISO 4624, Method B, by pull off. Small panels: the result of pull off for the small panels are summarized in Table 3. Image 1 offers a picture of the three panels.

Table 3: pull off and type of rupture results for the reference small panels

Panel	MPa	Type of rupture
4	5.7	100% C
	5.8	20% B/C, 80% C
	8.2	10% B/C, 90% C
5	7.0	100% C
	5.0	10% B/V, 90% C
	6.8	100% C
6	7.6	100% C
	3.8	30% B/C, 60% C, 10% C/D
	5.2	20% B/C, 80% C



Image 1: reference panels with pull off dollies

Big panels: they were not tested as they will be used in the fire test.

- Salt spray: there is no blistering, rusting, cracking or flaking, rating 0(S0) and Ri 0. Corrosion advance is the 3 panels 0.5 mm. Pull of values ad type of rupture are listed in the following table 4, and the panels are shown in Image 2.

Table 4: pull off values and type of rupture after salt spray testing

Panel	MPa	Type of rupture
10	3.5	100% C
	4.6	100% C
	4.6	100% C
11	3.4	100% C
	5.0	100% C
	4.4	100% C
12	4.9	100% C
	6.3	100% C
	5.2	100% C

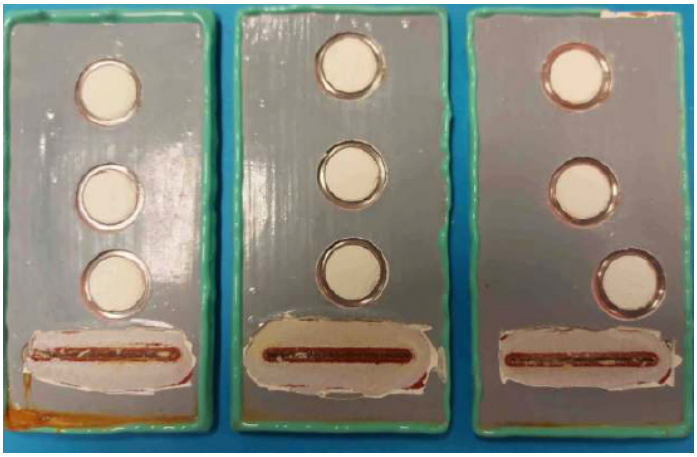


Image 2: small panels after salt spray testing and removal of the coating around the scribe to evaluate corrosion advance

- Condensation: there is no blistering, rusting, cracking or flaking, rating 0(S0) and Ri 0. Pull of values and type of rupture are listed in the following table 5, and the panels are shown in Image 3.

Table 5: pull off values and type of rupture after condensation testing

Panel	MPa	Type of rupture
6	4.7	100% C
	3.3	100% C
	3.2	100% C
7	4.0	100% C
	4.1	100% C
	3.4	10% B/C, 90% C
8	4.4	100% C
	4.6	100% C
	5.4	100% C



Image 3: small panels after condensation testing

The above results confirms that the anticorrosive-intumescent coating system analyzed[5] fulfils the requirements of ISO 12944:6 for a corrosion environment C4 and durability high (H).

3.3. Fire resistance results

At the same time than the small panels, the big panels were aged in the condensation and salt spray cabinets for the same corresponding period of time. Once aged, they were not tested for pull off values since we cannot damage the coating before the fire test.

The fire test was done in a 1 cubic meter at CIN Valentine premises and witnessed by Otec Riera staff, who prepared a specific report for this part of the test. Image 4 is a general image of the furnace with two of the big panels already placed for testing.



Image 4: 1m^3 furnace with 2 panels for testing

As the intumescent layer ha different thickness in every panel, it is needed to standardize the value to a chosen thickness, as per formula D1 of EN 13381:8. As all the panels have the same size, we can neglect the difference on section factor, and then formula D1 is simplified to:

$$t_c = t_m \times d_{st} / d_m \quad (1)$$

where:

- t_c: corrected time
- t_m: measured time (result of the fire test)
- d_{st}: standard thickness considered
- d_m: actual thickness of the tested panel

By applying this formulation, all the results can be comparable to the same thickness.

Panels are tested by pairs: one test for reference panels, one for condensation and another salt spray panels. Each panel is monitored with two thermocouples. The furnace is also controlled with 2 thermocouples and internal pressure measurement to fulfil the requirements of an official test.

Results are shown in tables 6, 7 and 8. Corrected time is referred to 1250 microns (d_{st}). Examples of the panels once tested are in Images 5, 6 and 7.

Table 6: results for panels tested on the left side of the furnace

LEFT SIDE					
Panel	nº	dft	time 500ºC	Tc	% dev.
Reference	9	1434	31,5	27,5	100,0%
Condensation	6	1213	30,9	31,8	116,0%
Salt spray	3	1288	31,7	30,8	112,0%

Table 7: results for the panels tested on the right side of the furnace

RIGHT SIDE					
Panel	nº	dft	time 500ºC	Tc	% dev.
Reference	2	1266	33,3	32,9	100,0%
Condensation	8	1332	30,9	29,0	88,2%
Salt spray	4	1250	32,1	32,1	97,6%

Table 8: consolidated results (average of left and right sides)

Panel	Tc	% dev.
Reference	30,2	Ref.
Condensation	30,4	100,8%
Salt spray	31,4	104,2%



Image 5: example of reference panel once tested



Image 6: example of salt spray panel once tested

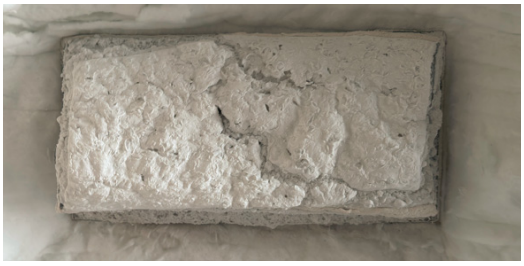


Image 7: example of condensation panel once tested

As it can be seen in table 7, there is almost no difference between the average results for the reference panels and the ones aged in condensation and in salt spray. If we look at the separated results left and right, the biggest difference is 12%. This difference is, however, within the limit of 15% that EAD 350402-00-1106 stablishes for this type of test. Nevertheless, the average is on the same value than the reference.

4. CONCLUSION

The above results, combination of ageing tests under ISO 12944 and fire-resistant tests, is able to demonstrate that panels aged under ISO 12944, continuous testing, maintain their fire-resistant properties. On this way, anticorrosive-intumescent coating systems can be evaluated under both testing methods and answer customer requests about anticorrosive properties of the intumescent coating systems.

REFERENCES

[1] ISO 12944, Paints and varnishes – Corrosion protection of steel structures by protective paint systems.
[2] Firecorr 2021 conference, “Suitability of Acrylic Intumescent Coating in Coastal Environment from a Durability Perspective”, Manoj Abraham.
[3] EN 13381-8, Methods for determining the contribution to the fire resistance of structural members – Applied reactive protection to steel members.
[4] EAD 350402-00-1106 Fire Protection Products, Reactive Coatings for Fire Protection of Steel Elements.
[5] BCF, The new environmental categorisation systems for corrosive and fire protection coating systems. Information and guidance for the Construction Sector, September 2017
[6] Firecorr 2021 conference, “Durability of intumescent fire protection systems in corrosive conditions – normative solutions and their references”, Eva Langer et al.
[7] C-Pox Primer ZP230 FD + C-Therm S101 FD + C-Thane S350.
[8] ISO 19840:2012. Paints and varnishes – corrosion protection of steel structures by protective paint systems – Measurement of and acceptance criteria for the thickness of dry film on rough surfaces.
[9] EN ISO 2808:2020 Paints and varnishes – Determination of film thickness.

AUSTENITIC HOLLOW STAINLESS STEEL BEAMS AT ELEVATED TEMPERATURES: EXPERIMENTAL AND NUMERICAL VALIDATION

Paulo A. G. Piloto*
Professor
IPB – Bragança
INEGI - LAETA

Luís M. R. Mesquita
Professor
IPB – Bragança
ISISE

Áureo A. T. Cruz
MSc student
IPB – Bragança

Nuno Lopes
Professor
UA – Aveiro
RISCO

Flávio Arrais
PhD Researcher
UA – Aveiro
RISCO

Paulo Vila Real
Full Professor
UA – Aveiro
RISCO

ABSTRACT
Eight experimental bending tests of RHS 150x100x3 austenitic stainless steel beams, of two different grades (1.4301, 1.4571) at elevated temperatures (500, 700 ºC), are presented. Both material grades were experimentally characterised at room temperature. The load-displacement behaviour is validated with 3D shell finite element models, assuming a true stress-strain material model, based on the two-stage Ramberg Osgood constitutive law. A parametric analysis is presented to study the bending resistance of both materials, using three different cross-sections and eleven different temperatures. Stainless steel grade 1.4301 beams present higher bending resistance at room temperature while grade 1.4571 presents higher bending resistance at elevated temperatures.

KEYWORDS: Austenitic; Stainless steel; Hollow Sections; Elevated temperatures.

1. INTRODUCTION

The fire behaviour of stainless steel beams has been the subject of numerous research studies and experimental tests. These studies have provided valuable information on the fire resistance of stainless steel beams. In general, it is found that stainless steel beams can maintain their load-carrying capacity for a certain period of time when exposed to fire, depending on the temperature and duration of exposure. However, at high temperatures, the strength and stability of stainless steel beams are affected, leading to deformation and failure. Several investigations have been developed, and in the following, some studies are presented regarding this subject. In 1993, Rasmussen and Hancock, [1] 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,

*Corresponding author – Instituto Politécnico de Bragança, Departamento de Mecânica Aplicada, Campus Santa Apolónia, Bragança, Portugal email: ppiloto@ipb.pt http://www.ipb.pt

Mirambell and Real [2], developed experimental tests on six simply supported stainless steel beams loaded centrally and six continuous beams loaded symmetrically at mid-span. 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 and Nethercot [3], 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 [4] design rules. According to these authors, design rules looked to be 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 and Mirambell [5] 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 and Baddoo, [6] performed experimental fire tests on four stainless steel beams to validate the numerical model applied in a parametric analysis. Some design recommendations were also presented for stainless steel beams supporting a concrete slab, based on the test and finite element results. These recommendations have been included in several reference documents, such as the design manual for structural stainless steel from SCI [7] and implemented in the Eurocode EN1993-1-2 [8], with minor adjustments for consistency with carbon steel. In 2006, Gardner and Ng [9] compared the physical properties of austenitic stainless steel with the ones of 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 and Gardner [10] 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 in plane bending resistance was proposed concerning the current version of EN1993-1-2 [8]. Beams had similar slenderness to the ones used in our investigation. In 2010, Lopes et al. [11] used SAFIR to study the lateral-torsional buckling of stainless steel beams, using GMNIA 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 was found to be small on the ultimate load-bearing capacity of class 1 beam sections. In 2018, Huang & Young [12] made a numerical investigation regarding the behaviour of lean stainless steel at elevated temperatures (from 24 to 900 ºC). The results were compared with the design rules to determine the reliability and concluded that, in general, standards are conservative to predict flexural strength at elevated temperatures. In 2019, Pournaghshband et al. [13] developed a numerical investigation to determine the effect of the axial restrain on the 4-point bending behaviour of stainless steel beams under fire. A new analytical model was proposed to predict the axial restrain force during the heating process, being able to model the catenary effect. Stainless steel beams were able to support higher temperatures, before the onset of the catenary effect. The numerical model was validated against carbon steel experimental tests. In 2022, Xing et al [14] have made an experimental investigation on the bending resistance around the weak axis at elevated temperatures (4 point bending tests) and concluded that all specimens presented a considerable inelastic strength reserve. These experimental tests were used to enhance the predictions of the bending resistance using the plastic effective width method. Other 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. in 2021 [15], Vila Real et al. in 2008 [16], Xing, and Zhao et al. in 2021 [17] have proposed new design formulas, but still, there is a lack of experimental evidence of the fire resistance of stainless steel members, in particular beams at elevated temperatures. This study presents the numerical validation towards the prediction of the bending resistance of hollow stainless steel beams (3 point bending test). Constant temperature (thermal steady state condition) has been applied previously to the application of the load. Local instability of the web defines the maximum load-bearing capacity. The numerical model is based on GMNIA 3D shell181 (ANSYS) finite element analysis, using full integration with incompatible modes. The numerical model also includes higher stiffness elements to represent the loading system, herein represented by the beam188 (ANSYS). Two different austenitic stainless steel grades are considered (1.4301, 1.4571) and two different temperature levels (500 and 700 ºC). The RHS 150x100x3 mm has been used for the experiments. After the numerical validation, sixty-six simulations were developed to consider the two stainless steel grades, three cross sections, and eleven temperature levels. Cupon tests have been used to determnine the mechanical properties at room temperature. The material properties at elevated temperatures were defined by the reduction coefficients.

2. EXPERIMENTAL TESTS

2.1- Coupon tests

Tensile coupons were machined from the web of two beams made from austenitic stainless-steel profiles with a cross-section RHS 150x100x3 mm (one with the grade 1.4301 and another with the grade 1.4571). Three tests were considered at room temperature for grade 1.4301 and four tests were considered for grade 1.4571. The standard tensile test has been developed according to EN ISO 6892-1 [18], using an incremental displacement of 1.35 mm/min in the very beginning, changing to a second speed of 2.70 mm/min after a 5% strain value. The average results are presented in Table 1 for both material grades.

Table 1 – Average values determined from tensile tests at room temperature (engineering data).

Property	Units	Average 1.4301	Stand. Deviation 1.4301	Average 1.4571	Stand. Deviation 1.4571
Fm	[kN]:	24.59	0.80	19.03	0.342
σ_u	[MPa]:	725.8	27.69	658.7	25.12
$\sigma_{p0.2}$	[MPa]:	417.2	21.65	377.0	13.78
ε_c	[%]:	0.387	0.008	0.353	0.022
$\sigma_{p0.01}$	[MPa]:	265.7	13.08	183.7	29.62
$\sigma_{p0.05}$	[MPa]:	334.2	10.71	291.9	10.17
$\sigma_{p1.0}$	[MPa]:	471.1	25.01	430.9	17.62
$\varepsilon_{1.0}$	[%]:	1.21	0.005	1.20	0.007
$\sigma_{2.0}$	[MPa]:	487.3	25.44	445.2	18.11
ε_u	[%]:	45.49	0.686	44.69	0.482
$k_{2\%}$		0.227	0.015	0.245	0.005
E_a	[GPa]	221.57	4.41	211.91	9.18

The results include the maximum load during the tests (Fm), the ultimate stress (σ_u), the proportional stress at 0.2% strain ($\sigma_{p0.2}$), the total strain at the proof stress (ε_c) , the proportional stress at 0.01, 0.05 and 1% strain ($\sigma_{p0.01}, \sigma_{p0.05}, \sigma_{p1.0}$), the total strain at 1% ($\varepsilon_{1.0}$), the stress at 2% total strain ($\sigma_{2.0}$), the strain at maximum stress (ε_u), the correction factor ($k_{2\%}$) to determine the yield strength obtained from the annex C in EN1993-1-2, and finally the elastic modulus (E_a) obtained between 0% and 0.1% total strain. These values have been used to build the constitutive law for each stainless steel grade at room temperature and elevated temperatures. The two-stage model from the Ramberg-Osgood has been used at room temperature for the current version of the EN1993-1-4 [4], and at elevated temperature for the future generation of the EN1993-1-2 [19], using the corresponding reduction coefficients. Moreover, the true-stress true-strain curve modification has been included in the numerical models.

2.2- Bending tests

This experimental investigation is developed with a fire resistance furnace and a steel portal frame. This frame is responsible to fix the beam and to apply the load, using the 3-point bending configuration. The beam is positioned in the vertical direction and the load is applied by the hydraulic jack in the horizontal direction. The experimental test runs with steady state heating conditions (constant temperature inside the furnace), see Figure 1. The temperature of the beam is controlled by 10 thermocouples, two for each position identified by T1 to T5, and the temperature of the furnace is controlled by a plate thermocouple (TG=FURNACE). Tests have been developed at 500 ºC and 700 ºC for each material grade, according to Table 2.

Table 2 – Specimens under bending test at elevated temperature.

Specimens	Test number	Material grade	Temperature
1	EXP 1	1.4301	500
2	EXP 2	1.4301	500
3	EXP 1	1.4301	700
4	EXP 2	1.4301	700
5	EXP 1	1.4571	500
6	EXP 2	1.4571	500
7	EXP 1	1.4571	700
8	EXP 2	1.4571	700

The temperature evolution is represented for each tested beam, see Figure 2. After 20 minutes the beams have almost uniform temperatures, when comparing the measurements in the locations T1, T2 and T3. Extra measurements were developed at the bottom and top of the furnace and these temperatures were slightly below the testing temperature, due to the heat loss from the bottom and top of the furnace (conduction through the stainless steel beam, even using internal insulation in the cross-section in these regions).

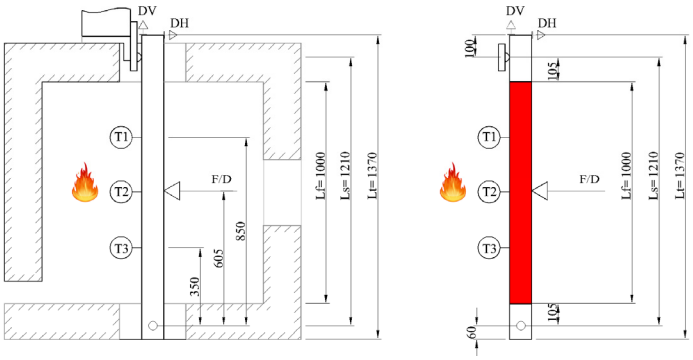
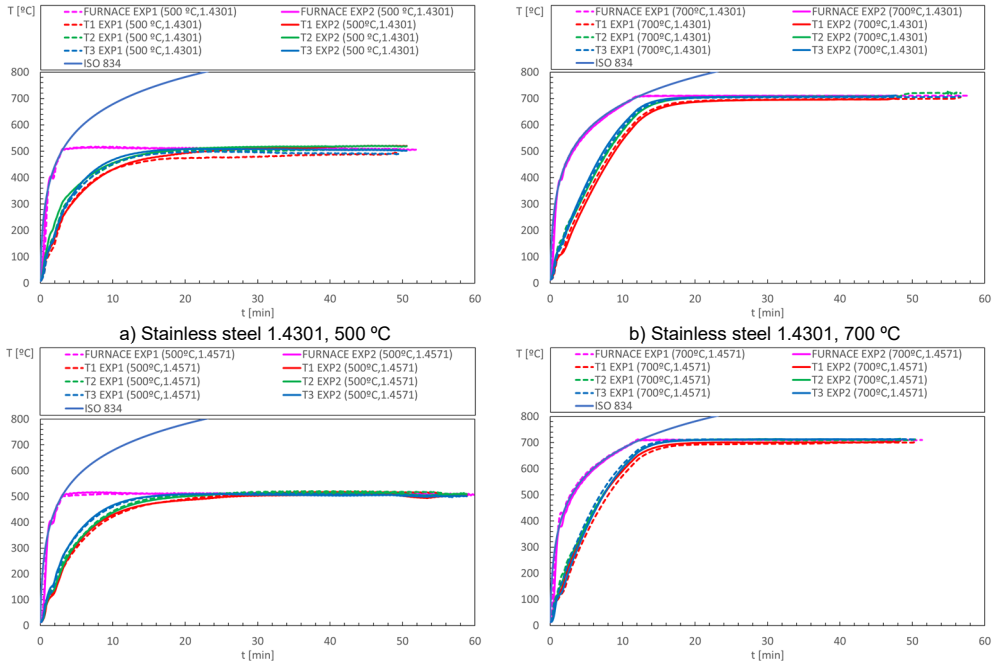


Figure 1 – Experimental setup.



a) Stainless steel 1.4301, 500 ºC

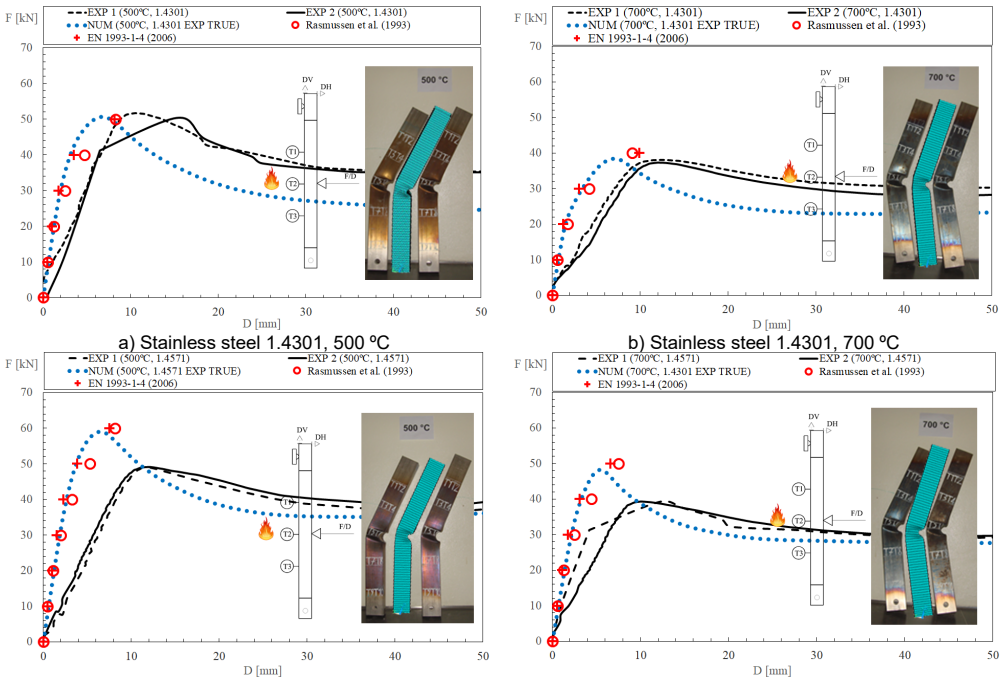
b) Stainless steel 1.4301, 700 ºC

c) Stainless steel 1.4571, 500 ºC

d) Stainless steel 1.4571, 700 ºC

Figure 2 – Heating the beams to steady conditions.

The heating process was kept without loading conditions for approximately 40 to 53 minutes (depending on the specimen) and then, the load has been increased over time to determine the bending resistance. The load-displacement results are depicted in Figure 3 for each specimen. The numerical results are superposed (see section 3) and the analytical results proposed by EN1993-1-4 [4] and by Rasmussen et al. [1], are also included (see section 4).



a) Stainless steel 1.4301, 500 ºC b) Stainless steel 1.4301, 700 ºC

c) Stainless steel 1.4571, 500 ºC d) Stainless steel 1.4571, 700 ºC

Figure 3 – Bending resistance at elevated temperature (load-displacement).

3. SIMPLIFIED CALCULATION METHODS

The simplified method is presented to predict the load-displacement behaviour [1], which is only valid for small displacements. Deflections may be determined considering the non-linear constitutive law of stainless steel, being estimated using the secant and tangent modulus. For any load level, the maximum bending moment M_{max} is determined. For the case of the 3 point bending setup, the Eq. (1) is used to determine the stress at the extreme fibre σ .

$$\sigma = k_\sigma \frac{M_{max}}{W_e} \tag{1}$$

The factor k_σ 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 also due to the calculation of the stress in the extreme fibres. This factor should be less or equal to the unity ($k_\sigma = 0.8$). The W_e represents the elastic section modulus of the cross-section. The equivalent modulus E_{eq} is based on the average value obtained from the secant E_S and tangent E_T modulus, see Eq. (2) - Eq (3).

$$E_{eq} = (E_S + E_T)/2 \tag{2}$$

$$E_S = \left[1 + 0.002\frac{E_0}{\sigma_{0.2}}.\left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}}\right)^{n-1}\right]^{-1},\ E_T = \left[1 + 0.002 \times n \times \frac{E_0}{\sigma_{0.2}}.\left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}}\right)^{n-1}\right]^{-1} \times E_0 \quad (3)$$

Where E_0 represents the initial elastic modulus, $\sigma_{0.2}$ the proportional stress at 0.2% strain, σ the stress used for the modulus calculation and n is a constant determined by requiring that the modified Ramberg-Osgood curve intersected the measured stress-strain curve for the proportional stress at 0.05%. These values are based on the tension and compression values for the extreme fibres at the cross-section of the maximum bending moment, following the constitutive law of Ramberg-Osgood. They were determined for each temperature level, based on the values of the experimental tensile tests. The constant value of 3.56 is used for the parameter n [1]. The maximum deflection is then calculated according to Eq. (4), replacing the Elastic modulus E_0, with the equivalent elastic modulus E_{eq}.

$$D = \frac{PL^3}{48E_{eq}I} \quad (4)$$

A similar approximation is presented by the current version of EN 1993-1-4 [4], 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 by Eq. (5), where $\sigma_{i.Ed,ser}$ represents the serviceability design stress, f_y the yield strength, and n depends on the grade of the stainless steel ($n = 6$).

$$E_S = E_0 \Big/ \left[1 + 0.002\frac{E_0}{\sigma_{i.Ed,ser}}\left(\frac{\sigma_{i.Ed,ser}}{f_y}\right)^n\right] \quad (5)$$

4. NUMERICAL MODEL

The numerical model is based on the finite element method using the Ansys APDL. The average surface of the SHS150x100x3 section is modelled using the SHELL181 shell finite element, with four nodes with six degrees of freedom at each node, displacements and rotations along the X, Y and Z axes, suitable for the analysis of thin to moderately thin shells. thick in the linear and non-linear regime of large deformations, including the plastic behaviour of the material. This element uses linear interpolating functions, and full integration with incompatible modes to enhance the accuracy in bending-dominated problems. Rigid beam finite elements have been used to simulate the loading device, using BEAM188 element, with 3 nodes with six degrees of freedom at each node (the same used for the shell). This element used linear interpolating functions, and one integration point along the length. The finite element model is presented in Figure 4. The beam is subjected to bending at three points, considering bi-articulated support at the bottom and simple support with restraint to the normal direction of all nodes of the lower flange of the cross-section. The beam presents a total length of Lt=1.37 [m], a bending length of Ls=1.21 [m] and the heat-affected length is Lf=1.0 [m].

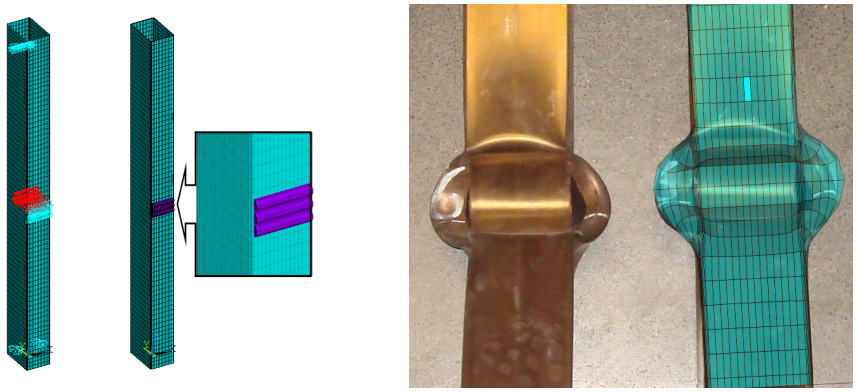


Figure 4 – Finite element model and comparison of the defor. shape from specimens 1 and 2.

4.1- Validation model

The GMNIA models consider the two-stage Ramberg Osgood constitutive material law, based on material properties experimentally determined at room temperature. The reduction coefficients from the future generation of Eurocode have been used to define the mechanical behaviour at elevated temperatures [19]. The engineering curves have been modified to true stress and true strain material models. Local geometric imperfections with an amplitude corresponding to 80% of the manufacturing geometric tolerances are considered. These imperfections are based on the first mode of local buckling instability determined by elastic linear analysis. The nominal dimensions from the stainless steel structural element RHS 150x100x3 have been used. The solution method includes an incremental load based on the arc-length method (variable load from 0.05 N to 5000 N). The convergence criterion is based on displacement, using a tolerance value of 0.1% and a reference value of 0.1 m. The numerical results agree very well with the experimental results, see Figure 3, and the model can catch the post-buckling behaviour, just by restraining the vertical displacement of the central nodes of the beam. The deformed shape mode is also in agreement with the experimental results, see Figure 4. The numerical model does not include the material damage. This effect is due to the loss of the material ductility during the processing conditions to obtain the stainless steel profile (direct forming). This processing condition is responsible for the lower ductility and higher yield strength of the corner regions when compared to the flat regions. These types of structural elements exhibit poor plastic deformation capacity, as mentioned by Landolfo [20] and observed during the experimental tests. The numerical model used the same material model for all the regions (corners and flat regions).

4.2- Parametric analysis

The parametric study is focused on the cross-section type, temperature level and material grade, see Table 3. Based on the nominal dimensions and properties, all the cross-sections are classified as slender, considering the calculation of the relative slenderness at elevated temperature, according to the next generation of the EN1993-1-2 [19]. The material strength at elevated

temperature should be considered at 2% total strain, $f_{2,\theta}$, for all cross-section classes. The effective section modulus for slenderness cross sections, W_{eff}, has been determined based on the second order moment of the effective area. Sixty-six simulations were developed to determine the bending resistance at elevated temperatures. The numerical results are compared with the elastic load F_{el}, plastic load F_{pl} and effective load F_{eff}, see Figure 5.

Table 3 - Parametric study

Material grade	Cross sections	Temperature level [ºC]
1.4301	RHS 150X100X3 (RHS 3), RHS 150X100X6 (RHS 6),	20, 100, 200, 300, 400, 500, 600, 700, 800,
1.4571	SHS 100X100X3 (SHS 3)	900, 1000

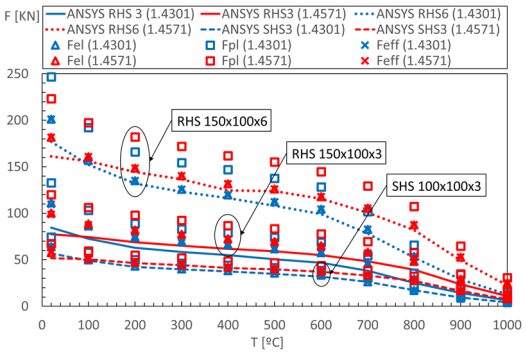


Figure 5 – Bending resistance for three different cross sections and two material grades.

5. CONCLUSIONS

The 3D numerical model has been validated for each material grade at 500 and 700 ºC, using eight experimental tests. The stainless steel grade 1.4301 presented the most accurate bending resistance with a relative difference of -0.6% at 500 ºC and 1.8% at 700ºC. This relative difference increased for the steel grade 1.4571. The finite element model has been used to determine the effect of the cross-section and the effect of the temperature level. The bending resistance determined with ANSYS agrees with the design moment resistance (cross-section) when considering the effective area. The reduction coefficients $k_{2,\theta}$, used for the calculation of the design moment resistance, are working properly for each material grade and temperature level, because the simplified results are following the reduction tendency when increasing the temperature of the beam. The material grade 1.4571 has higher bending resistance at elevated temperatures than grade 1.4301, but smaller bending resistance at room temperature.

REFERENCES

[1] K. J. R. Rasmussen and G. J. Hancock, “Design of Cold-Formed Stainless Steel Tubular Members. II: Beams,” *J. Struct. Eng.*, vol. 119, no. 8, pp. 2368–2386, Aug. 1993.
[2] E. Mirambell and E. Real, “On the calculation of deflections in structural stainless steel

beams: an experimental and numerical investigation," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 54, no. 1, pp. 109–133, Apr. 2000, doi: 10.1016/S0143-974X(99)00051-6.

[3] L. Gardner and D. A. Nethercot, "Experiments on stainless steel hollow sections-Part 2: Member behaviour of columns and beams," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 60, no. 9, pp. 1319–1332, 2004, doi: 10.1016/j.jcsr.2003.11.007.

[4] CEN, "EN 1993-1-4:2006 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels," *CEN- European Committee for Standardization*. CEN, Brussels, 2005.

[5] E. Real and E. Mirambell, "Flexural behaviour of stainless steel beams," *Eng. Struct.*, vol. 27, no. 10, pp. 1465–1475, 2005, doi: 10.1016/j.engstruct.2005.04.008.

[6] L. Gardner and N. R. Baddoo, "Fire testing and design of stainless steel structures," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 62, no. 6, pp. 532–543, Jun. 2006, doi: 10.1016/j.jcsr.2005.09.009.

[7] The Steel Construction Institute, *Design Manual For Structural Stainless Steel*, 3rd ed., no. April. The Steel Construction Institute, 2006.

[8] CEN, "EN1993-1.2: 2005 - Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design," *CEN- European Committee for Standardization*. 2005.

[9] L. Gardner and K. T. Ng, "Temperature development in structural stainless steel sections exposed to fire," *Fire Saf. J.*, vol. 41, no. 3, pp. 185–203, 2006.

[10] K. T. Ng and L. Gardner, "Buckling of stainless steel columns and beams in fire," *Eng. Struct.*, vol. 29, no. 5, pp. 717–730, 2007, doi: 10.1016/j.engstruct.2006.06.014.

[11] N. Lopes, P. V. Real, L. S. da Silva, and J. M. Franssen, "Numerical modelling of thin-walled stainless steel structural elements in case of fire," *Fire Technol.*, vol. 46, no. 1, pp. 91–108, 2010, doi: 10.1007/s10694-009-0084-x.

[12] Y. Huang and B. Young, "Structural performance of cold-formed lean duplex stainless steel beams at elevated temperatures," *Thin-Walled Struct.*, vol. 129, pp. 20–27, 2018.

[13] A. Pournaghshband, S. Afshan, and M. Theofanous, "Elevated temperature performance of restrained stainless steel beams," *Structures*, vol. 22, no. September, pp. 278–290, 2019, doi: 10.1016/j.istruc.2019.08.015.

[14] Z. Xing, O. Zhao, M. Kucukler, and L. Gardner, "Fire testing and design of slender stainless steel I-sections in weak-axis flexure," *Thin-Walled Struct.*, vol. 171, no. August 2021, p. 108682, Feb. 2022, doi: 10.1016/j.tws.2021.108682.

[15] Z. Xing, M. Kucukler, and L. Gardner, "Local buckling of stainless steel I-sections in fire: Finite element modelling and design," *Thin-Walled Struct.*, vol. 161, no. January, p. 107486, 2021, doi: 10.1016/j.tws.2021.107486.

[16] P. M. M. Vila Real, N. Lopes, L. Simões da Silva, and J. M. Franssen, "Lateral-torsional buckling of stainless steel I-beams in case of fire," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 64, no. 11, pp. 1302–1309, 2008, doi: 10.1016/j.jcsr.2008.04.013.

[17] Z. Xing, O. Zhao, M. Kucukler, and L. Gardner, "Testing of stainless steel I-section columns in fire," *Eng. Struct.*, vol. 227, no. November 2020, 2021.

[18] ISO, "ISO 6892-1: Metallic materials — Tensile testing — Part 1: Method of test at room temperature," *International Organization for Standardization*. ISO, Geneve, 2009.

[19] CEN, "FprEN 1993-1-2:2023 - Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-2: Structural fire design Eurocode," *CEN- European Committee for Standardization*. CEN- European Committee for Standardization, p. 96, 2023.

[20] R. Landolfo, "Material Ductility and Buckling Behaviour of Eurocode-compliant Cold-formed Steel Hollow Columns," *ce/papers*, vol. 5, no. 4, pp. 1–8, Sep. 2022.

SMOKE FLOW IN SLOPED TUNNELS


Elio Ortega
Mechanical Engineer
USB- Caracas


João C. Viegas *
Principal Researcher
LNEC - Lisboa


Pedro Coelho
Full Professor
IST,UL - Lisboa

SUMMARY
Fires in road tunnels are a major concern due to the casualties they may cause. Therefore, forced ventilation is mandatory in long tunnels, despite the significant associated costs. In shorter tunnels, however, natural ventilation may be sufficient to comply with safety regulations. Accordingly, the analysis of natural fire smoke flow is relevant for road tunnels shorter than 1 000 m. In a previous work, the smoke propagation in horizontal tunnels was investigated either without or in the presence of atmospheric wind. This communication is an extension of the previous work and presents a computational investigation of the influence of the tunnel slope (between 1% and 5%) on the contamination of the lower cold layer with smoke and discusses how it impairs the user's egress.

KEYWORDS: tunnel; smoke; natural flow; contamination.

1. INTRODUCTION

The Directive 2004/54/EC [1], on minimum safety requirements for tunnels in the Trans-European Road Network, is applicable to tunnels with lengths over 500 m. This Directive states that "mechanical ventilation systems shall be installed in all tunnels longer than 1 000 m with a traffic volume higher than 2 000 vehicles per lane". This clause allows avoiding the use of mechanical smoke control systems in shorter tunnels if the designer can show that it is safe. In a horizontal tunnel, the flow from a fire source is symmetrical and the smoke forms an upper hot layer flowing from the fire plume to the tunnel portal, while a lower cold layer of outside air is flowing from the portal and feeds the fire plume with fresh air. It is well known that the contamination of the cold lower layer with the smoke from the hot upper layer starts at some distance from the fire source

*Corresponding author – Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Av. do Brasil 101, 1700-066 Lisboa, Portugal
email: jviegas@lnec.pthttp://www.lnec.pt

and the contaminated region increases as the smoke is flowing to the portal. The cold lower layer flow transports the smoke to the fire and any smoke-free zone, subsisting from the beginning in the lower layer near the fire, will be eventually fully contaminated by the smoke. In this situation, users remaining in this temporarily smoke-free zone will be trapped by the smoke and might not survive. If the distance from the fire to the tunnel portal is smaller than the distance to the point where the cold layer contamination starts, the cold layer remains clean and safe for users' egress. Then, it is of utmost importance to assess the distance where the cold layer contamination with smoke starts, considering the fire and the tunnel characteristics.

The studies regarding the lower layer contamination by smoke have mainly focused on the buoyancy effect using the Richardson number. Contamination occurs when the Richardson number is lower than 0.8 [2]. However, the results presented by Hinkley [3] and Yang *et al*. [4] show that this parameter is not sufficient to describe the real contamination behaviour. The main reason is that stratification tends to be lost as the flow evolves. Yang *et al*. [4] proposed three stratification regions based on the Richardson and Froude numbers.

Li *et al*. [5] studied the effects of the surface roughness of the tunnel wall, air velocity, dimensions of the underground tunnel and temperature difference between the air and the tunnel wall on the variation of the temperature along a sloped tunnel under natural ventilation and studied its impact on the pressure differences due to buoyancy, which they refer to as thermal pressure. They found that, for the same tunnel length and air velocity, the thermal pressure increases as the slope increases. They also found that, for the same tunnel length, the thermal pressure decreases as the air velocity increases.

The smoke contamination mechanisms have not been sufficiently studied for sloped tunnels. One of the major contributions was presented by Atkinson and Wu [6], who studied the relation between velocity and backlayering, proposing an equation to calculate the critical velocity in sloped tunnels.

Gao *et al.* [7] studied the effect of the longitudinal slope on smoke propagation and ceiling temperature in naturally ventilated tunnels. They used a fire source of 3 MW and a tunnel of 60 meters, for slopes of 0%, 5%, 10% and 15%. They showed the relation of the stack effect with the slope and how the airflow changes the flow behaviour. They found that there was no smoke outflow at the lower portal for the 15% case, in contrast to the other slopes, but there was a backlayer. However, the results are not representative of most fire locations for common tunnels because the tunnel length was small and the fire position was close to the lower exit.

Merci [8] reported that the fire in sloped tunnels induces an airflow from the lower part of the tunnel due to the stack effect and the intensity of this phenomenon depends on the heat release rate (HRR), slope, tunnel length, wall roughness, ambient temperature, tunnel cross-section and fire position. Fan *et al*. [9] carried out numerical tests to investigate the smoke movement characteristics under the stack effect in a mine laneway fire. They showed that increasing either the length or the angle of the inclined laneway decreases the smoke backlayering and forced more mass flow rate of smoke flowing in the inclined laneway.
Although the previous works represent an effort to increase the knowledge of the flow due to the fire in sloped tunnels, just a few works give insight into the contamination of the lower layer with

smoke. Galhardo *et al*. [10] showed that, for a horizontal tunnel, the upper layer mass flow rate grows when moving away from the fire (while the upper layer velocity magnitude is higher than the lower layer velocity magnitude) and reaches its maximum when both velocity magnitudes are equal. Further away from the fire, the upper hot layer is entrained by the cold layer flow, the mass flow rate of the upper hot layer decreases and the lower layer contamination starts. Other authors, such as Hinkley [3], proposed that the lack of space to let the smoke cloud flow caused this type of mixing. However, these contributions are relevant just for horizontal tunnels and the mechanisms generating the contamination of the lower layer with smoke are not clear for sloped tunnels. This communication presents the research results on sloped tunnels (from 1% to 5% of slope).

2. METHODS

This study is based on Computational Fluid Dynamics (CFD) simulations, using the FireFOAM software package. This code uses the finite-volume method with second-order accuracy and implicit time integration. The PISO algorithm was used to numerically solve the pressure-velocity coupling. Turbulence was modelled using Large Eddy Simulation (LES). The radiation model assumed a grey medium with negligible scattering and the finite-volume/discrete ordinates method was used.

This work continues the research presented in the Galhardo *et al.* [10] study. Therefore, we use the same CFD code (FireFoam), the same case study (except that in our case the tunnel is sloped, and the length is 1200 m, see figure 1), the same mesh and the same HRR. The mesh is refined in the vicinity of the fire source leading to 3 main regions (see figure 2):

a) Region III: Thermal plume region, grid size of Δ=0.08 m.
b) Region II: Transition region between the thermal plume region and the region away from the fire, grid size of Δ=0.16 m.
c) Region I: Region away from the fire, grid size of Δ=0.32 m.

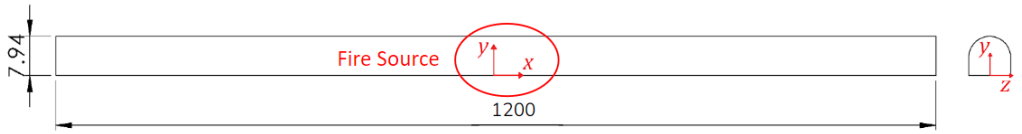


Figure 1: Dimensions [m] of the tunnel and reference frame centred at the fire source. The width of the tunnel is 8.56 m.

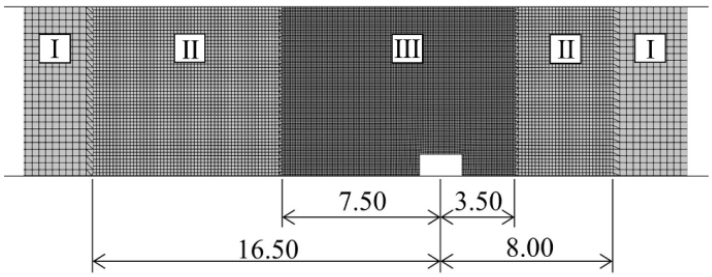


Figure 2: Mesh refinement.

The CFD results were formerly validated [10] using the experimental results of the Memorial Fire test (1995). The experiment consisted of a natural ventilated fire in a tunnel with a length of 853 m, slope of 3.2% and a horseshoe cross-section of maximum width *W*=8.56m, maximum height *H*=7.94, and ambient temperature of 286 K. A diesel fuel known as fuel oil No. 2, which was modelled as dodecane, was used in the experiment. The fire source had a nominal power of 20 MW but the measurements revealed that the HRR had an average value of 13.5 MW for over 16 min. The fire was located at a distance of 238 m from the south portal. In the CFD simulations, the HHR was 13.5 MW and the evolution can be seen in figure 3. In the simulations, the quality of the mesh near the fire plume was assessed using the plume resolution index (PRI) [2], and it was found that PRI = 34, which is a sufficiently high value to accurately resolve the plume [10]. A mesh refinement study and an analysis to confirm that assuming symmetry is a good approximation were also carried out.

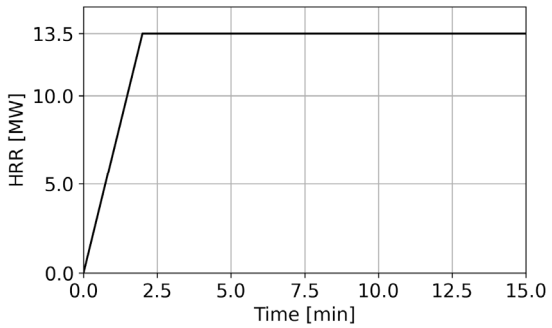


Figure 3: Heat release rate curve

After the validation, Galhardo *et al*. [10] studied several cases to assess the effect of the wind in horizontal natural ventilated fire tunnels and its impact on the distance from the fire source where the contamination of the lower layer with smoke starts. Our study is focused on the effect of the tunnel slope on the distance from the fire source where the contamination of the lower layer with smoke starts. CFD simulations for slopes ranging from 0.5% to 7.0% (see table 1) were carried out excluding the wind action and considering only natural ventilation. The gravity vector was inclined to simulate the slope of the tunnel.

Table 1: Relevant times and mass flow rates

Case	Slope (%)	Time to exit the tunnel (min)	Mass Flow Rate Peak Position (m)	Time to achieve steady state (min)	Average Mass Flow Rate (kg/s)
A	0.5	9	310	27	25.6±0.6
B	1.0	8	230	18	37.2±0.6
C	2.0	7	300	18	60.0±0.2
D	3.5	6	210	13	73.4±0.8
E	5.0	6	270	11	94.1±0.6
F	7.0	5	20	11	130.3±1.0

3. RESULTS

Every simulation was run until quasi-steady state was reached. Figures 4 and 5 present the predicted soot and velocity magnitude contours at the vertical longitudinal symmetry plane. The right portal is the highest one. It is important to note that the results shown in these figures include both sides of the tunnel, while the tables and the figures 6 and 7 only consider the highest part of the tunnel (from the fire source up to the right portal).

Figure 4 shows the contours of the soot concentration and velocity magnitude obtained at 3, 5, 7 9 and 11 minutes after the beginning of the fire (the last time represents the steady state velocity field). The red line corresponds to the isovelocity line for u=0, which separates the upper and the lower layers. The white lines represent a soot concentration of 300 mg/m³ (upper line) and 80 mg/m³ (lower line).

Table 1 presents the results obtained in the simulations for slopes ranging from 0.5% (case A) to 7.0% (case F) concerning the time for the smoke to reach the right tunnel portal (representing the exit of the tunnel), the distance from the fire source to the position of the maximum mass flow rate in the upper layer, the time to reach steady state flow (the steady state of the soot concentration field is reached later) and the average mass flow rate (this value should be invariant in the tunnel because it behaves like a pipe with openings just in the ends).

Table 2 gives the maximum temperature at the upper and lower layers (the average temperature at the cross-section of the flow was considered for every layer) and the maximum upper and lower layers velocity (again, the average velocity at the cross-section of the flow was considered). Figure 5 shows the steady state contours of velocity and soot concentration for simulations A (0.5%) to F (7.0%) at the longitudinal vertical symmetry plane.

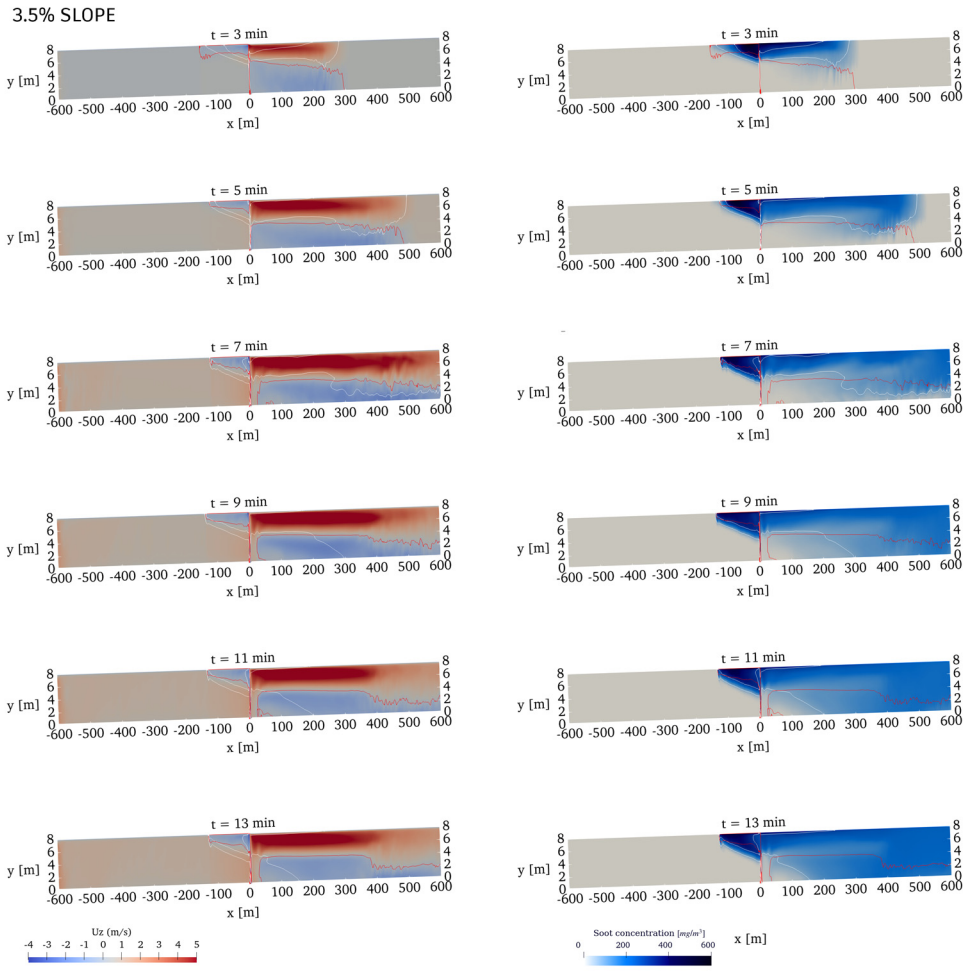


Figure 4: Soot and velocity fields for a tunnel with a slope of 3.5%.

Table 2: Maximum average temperatures and velocities at the upper and lower layers

Case	Slope (%)	Maximum Average Upper layer Temperature (K)	Maximum Average Lower layer Temperature (K)	Maximum Upper layer Velocity (m/s)	Maximum Average Lower layer Velocity (m/s)
A	0.5	467	294	2.0	0.9
B	1.0	408	293	2.2	0.9
C	2.0	398	290	2.6	1.0
D	3.5	401	288	3.1	1.0
E	5.0	394	287	3.5	0.6
F	7.0	365	287	2.9	0.4

It can be observed that the slope changes the behaviour of the flow, due to the buoyancy action. While the flow in a horizontal tunnel is symmetrical relative to the fire source (there is a lower layer on both sides of the tunnel driving the outside cold air to the fire and an upper hot layer driving out the smoke), the stack effect in a sloped tunnel generates an airflow that enters through the lower part of the tunnel and this flow increases when the slope of the tunnel increases.

Three types of behaviour were observed:

a) Quasi-horizontal tunnel behaviour (type 1): This behaviour was observed in case A, which is the most similar to a horizontal tunnel. In the case of this small slope of 0.5%, the smoke exits the tunnel from both portals because of the small contribution of the stack effect. In the lower part of the tunnel (left side in the figures), the airflow entering through the left portal is not sufficient to suppress the upper layer flow.
b) Transitional behaviour (type 2): This behaviour was observed in cases B, C, D and E. In these cases, in the lower part of the tunnel, the air velocity entering through the left portal is higher than the upper layer velocity, thereby retaining the smoke and forming a backlayer. As the slope increases, the airflow and the mass flow rate increase, the temperature decreases and the backlayer shrinks. The temperature drop is caused by the energy losses due to heat transfer to the surroundings (walls, ceiling, and floor) and the heat transferred to the mass of fluid, that increases with the slope. The increase in the slope of the tunnel leads to a decrease in the stability of the interface between the upper and lower layers in the upper part of the tunnel (right side in the figures), as revealed by the greater oscillations of the u=0 isovelocity line.
c) Quasi-forced ventilation behaviour (type 3): This behaviour was observed in case F. The velocity of the air entering through the left portal in the lower part of the tunnel almost equals the critical velocity needed to avoid the backlayer (see velocity contours in figure 5). When the velocity increases, the temperature drops (see Table 2). There is no lower layer in some regions of the upper part of the tunnel (right side of the fire source), namely in the region close to the upper portal, where the velocity is positive at all heights, as illustrated in figure 5, and so the lower layer does not reach that portal.

Three main factors influence the velocity at the upper and lower layers: (i) buoyancy, (ii) mass flow entrainment and (iii) friction losses. In quasi-horizontal tunnels (type 1), the behaviour of the upper and lower layers at both sides of the tunnel is similar to that observed in a horizontal tunnel, in terms of entrainment mass flow and heat losses. The main difference is the effect of buoyancy that causes most of the smoke to exit through the upper part of the tunnel for a slope of 0.5%. In the case of tunnels with a slope ranging from 1% to 5% (type 2), the effects of buoyancy and entrainment mass flow are critical for the flow. The upper layer velocity (see figure 6) increases with the slope and the mass flow entrainment increases reaching a peak for the 5% simulation. In the region zone between 400 and 600 m, an instability between the upper and lower layers is observed (see in figure 5 the oscillations in the interface u=0). When the slope of the tunnel exceeds 5% (type 3), the average velocity of the upper and lower layers decreased compared to the simulation for a slope of 5% (see figures 5 and 6). Moreover, in the region of the upper part of the tunnel close to the portal, there is no lower layer. The average upper layer velocity decreases from case F to case E because the average lower layer velocity is smaller and has an opposite sign. Moreover, the area of the cross-section occupied by the lower layer is also smaller.

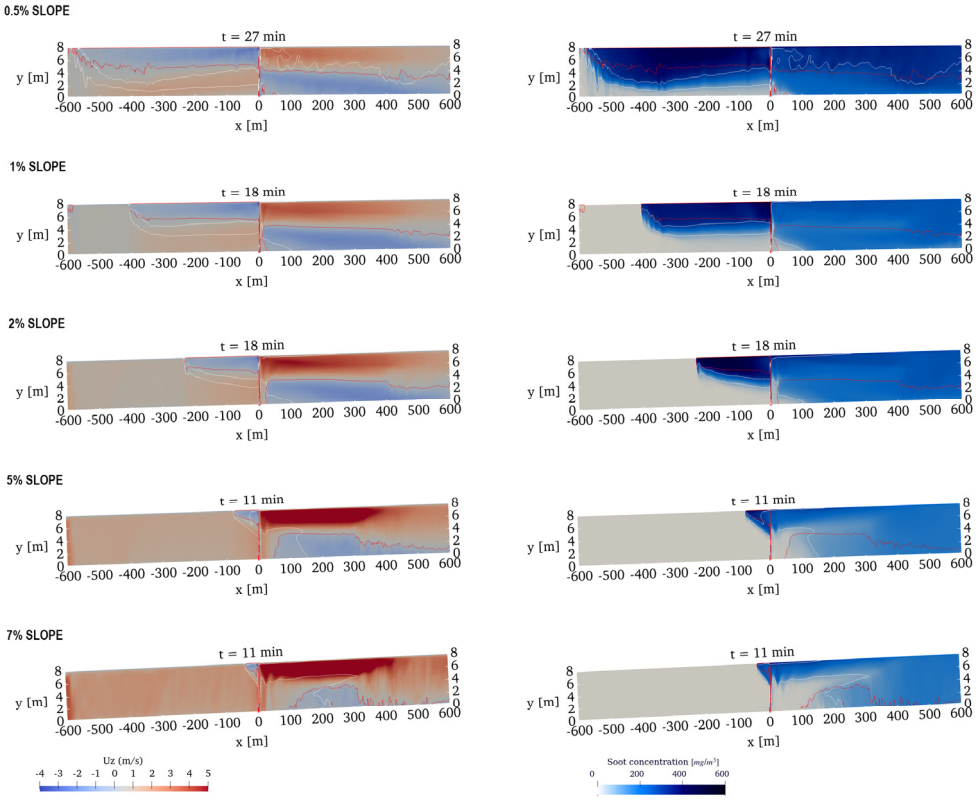


Figure 5: Steady state fields of velocity and soot concentration for simulations A (0.5%) to F (7.0%)

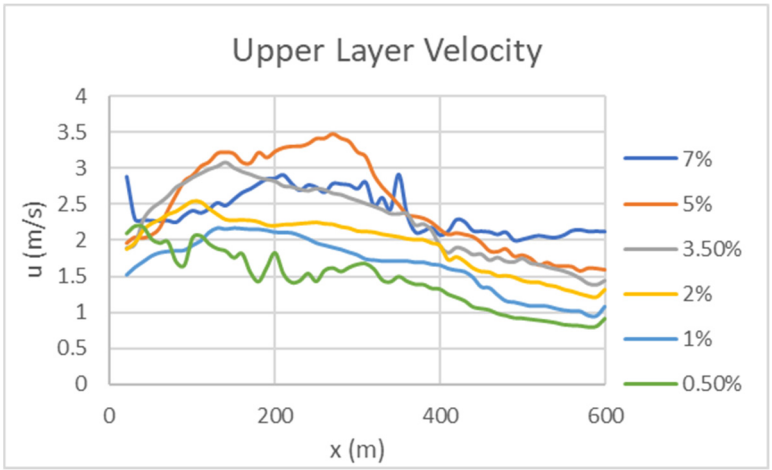


Figure 6: Average upper layer velocity from the fire to the upper portal for simulations A to F

The contamination between the upper and lower layers depends on the slope/ of the tunnel. As the slope increases, the contamination occurs, in general, closer to the fire (see “Mass Flow Rate Peak Position” in table 1). In case A (0.5%) (type 1), the contamination of the lower layer occurs in both sides of the fire but the time span until the smoke exits the tunnel is the longest among the considered slopes (see table 1). In cases B (1.0%) to E (5.0%) (type 2), the contamination only exists in the upper part of the tunnel (right side of the fire) and the time until the beginning of the contamination depends on the slope. In case F (7.0%) (type 3), the contamination only exists in the upper part of the tunnel and the time until the beginning of the contamination is the shortest one among the studied cases.

Figure 7 shows that the mass flow rate at the upper layer is closely related to the difference between the average velocity at the upper and lower layers. This shows that the increment of the mass flow rate up to a distance of about 200 m from the fire source is due to the mass entrainment from the lower layer. The decrement of the mass flow rate as the distance from the fire sources increases beyond 200 m corresponds to the decay of the velocity difference between the two layers, which is related to the reduction of the thickness of the lower layer and the mass transfer to the lower layer.

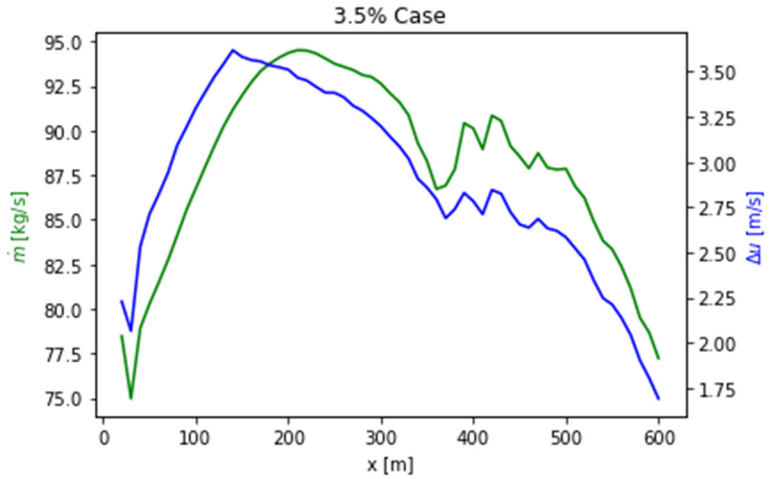


Figure 7: Mass flow rate at the upper layer and difference between the average velocity at the upper and lower layers

4 CONCLUSIONS

The propagation of smoke due to a fire in slopped road tunnels was investigated. The CFD results allow the identification of the main processes of the contamination of the lower cold layer with smoke. The results show that the average mass flow rate in a sloped tunnel depends on the stack effect because it increases with the slope. The conclusions obtained for horizontal tunnels cannot be directly applied to the sloped tunnels because in the latter case, the magnitude of the upper layer average velocity is always higher than the magnitude of the lower layer average velocity.

When the tunnel cross-section cannot accommodate the mass flow rates of the upper and lower layers, the mixing between both layers starts and the lower layer is contaminated. Therefore, the most relevant parameter to assess the beginning of the lower layer contamination is the peak of the upper layer mass flow rate.

REFERENCES

[1] Directive 2004/54/EC of the European Parliament and of the Council of 29 April 2004, *on minimum safety requirements for tunnels in the Trans-European Road Network.*

[2] Ingason, H., Li, Y.Z., Lonnermark, A., *Tunnel Fire Dynamics*. Springer, New York, 2014.

[3] Hinkley, P. *The Flow of Hot Gases along an Enclosed Shopping Mall: A Tentative Theory*. Fire Research Note No. 807. Fire Research Station, 1970.

[4] Yang, D., Hu, L. H., Huo, R., Jiang, Y. Q., Liu, S. & Tang, F. *Experimental Study on Buoyant Flow Stratification Induced by a Fire in a Horizontal Channel*. *Applied Thermal Engineering*, vol. 30, no. 8-9, 2010, p. 872–878. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2009.12.019.

[5] Li, A., Ren, Gao, X. & Ren, T. *Study on Thermal Pressure in a Sloping Underground Tunnel under Natural Ventilation*. *Energy and Buildings*, vol. 147, 2017, p. 200–209. https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2017.04.060.

[6] Atkinson, G.T. & Wu, Y. *Smoke Control in Sloping Tunnels*, *Fire Saf. J.*, vol. 27, no. 4, 1996, p. 335–341. https://doi.org/10.1016/S0379-7112(96)00061-6.

[7] Gao, Z., Li, L., Sun, C., Zhong, W. & Yan, C. *Effect of Longitudinal Slope on the Smoke Propagation and Ceiling Temperature Characterization in Sloping Tunnel Fires under Natural Ventilation, Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 123, 2022, 104396. https://doi.org/10.1016/j.tust.2022.104396.

[8] Merci, B. *One-Dimensional Analysis of the Global Chimney Effect in the Case of Fire in an Inclined Tunnel*, *Fire Saf. J.* vol. 43, no. 5, 2008, p. 376–389. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2007.09.003.

[9] Fan, C. G., Li, X. Y., Mu, Y., Guo, F. Y., & Ji, J.. *Smoke movement characteristics under stack effect in a mine laneway fire. Applied Thermal Engineering*, vol. 110, 2017, p. 70–79. https://doi.org/10.1016/j.applthermaleng.2016.08.120.

[10] Galhardo, A., Viegas, J. & Coelho, P. *The Influence of Wind on Smoke Propagation to the Lower Layer in Naturally Ventilated Tunnels*. *Tunnelling and Underground Space Technology*, vol. 128, 2022, 104632. https://doi.org/10.1016/j.tust.2022.104632.

FINITE ELEMENT ANALYSIS TO MODEL THE FIRE BEHAVIOUR OF MULTILAYER WOOD-BASED SYSTEMS

Matheus Alves *
Researcher
IPB- Portugal

Luís Mesquita
Professor
ISISE – IPB
Portugal

Paulo A. G. Piloto
Professor
LAETA – INEGI,
IPB- Portugal

Luísa Barreira
Professor
IPB- Portugal

Débora Ferreira
Professor
IPB- Portugal

Filipe Mofreita
Carpintaria Mofreita -
Portugal

ABSTRACT
Wood and wood-based products are versatile and sustainable construction materials that improve the energy efficiency of buildings. However, predicting the fire resistance of wood-based construction is challenging due mainly to integrity issues of such structures when exposed to fire, and lack of accurate temperature-dependant material properties. This work aimed at building finite element numerical models to estimate the fire resistance of a multilayer wood-based assembly. The thermal properties were determined using the Transient Plane Source (TPS) method and were also adapted for elevated temperatures according to the future generation of Eurocode 5 Part 1-2. The numerical results were validated by comparison with an experimental test conducted on a multilayer system composed of MDF (Medium Density Fibreboard) and Rockwool insulation exposed to ISO-fire. The proposed models led to over-conservative results, indicating that the material properties should be revised to predict the fire resistance of multilayer systems using finite element analysis.

KEYWORDS: Wood, Wood-based, Multilayer system, Finite element modelling, Fire resistance.

1. INTRODUCTION

Wood-based materials have been used in many building components such as doors, walls, and structural elements due to their improved structural, thermal, and acoustic performance. These elements must meet performance requirements, including fire resistance, which is defined as the element's ability to withstand fire exposure for a required period while maintaining its function according to specified criteria. In the case of separation elements, the criteria relate to the insulation and integrity performance, which are assessed by measuring the temperature on the unexposed side of the element and observing the occurrence of cracks, flames, and hot gases during an experimental test according to EN 1363-1 [1]. Nevertheless, these tests are expensive and advanced and simplified analytical approaches to estimate the fire resistance of construction

* Corresponding author – Researcher at Instituto Politécnico de Bragança, Campus de Santa Apolónia, 5300-253 Bragança, Portugal. email: matheus.alves@ipb.pt

elements are necessary for design practice. However, predicting the fire resistance of wood-based structures is difficult given the combustible behaviour of wood products. As evidenced by past research [2,3], wood-based materials experience significant shrinking and cracking at elevated temperatures, but the development of a char layer slows heat transmission through the cross-section of the element, thus leading to improved insulation behaviour. The fire performance of building elements can also be enhanced when wood-based products are combined with insulation materials to form multilayer systems.

In this sense, the fire reaction behaviour of wood and wood-based materials are widely reported in the literature [4–7], but information regarding their fire resistance, when exposed to standard fires, is still limited. For instance, Harada et al. [8] assessed through experimental tests the insulation performance of wood-based boards exposed to ISO 834 [9] fire. The results indicated that the fire resistance of the boards increased with apparent density and that such boards are suitable for fire protection purposes. Östman & Boström [10] also investigated the potential of wood and wood-based coverings as a fire protection material and concluded that the fire protection ability increases with panel thickness. Multilayer wood-based door systems have been tested by Izydorczyk et al. [2] and Joyeux [3], revealing that although such systems may have an improved insulation fire resistance, the integrity behaviour may be a limiting factor to determine their fire rating. Xu et al. [11] conducted fire tests on floors protected with wood-based coverings. The highest fire resistance was achieved when mineral wool insulation was used as cavity filling, decreasing the heating rate of the specimen's unexposed side.

Past studies have attempted to model the fire behaviour of wood structures. For instance, the constitutive laws of EN 1995-1-2 [12] were used to model the fire behaviour of cross-laminated timber (CLT) members unprotected or protected with gypsum and Rockwool. The fall-off of the protection layer was modelled based on experimental observations, which was essential to obtain consistent numerical results. Cueff et al. [13] used finite element analysis to evaluate the thermomechanical behaviour of a particleboard panel using temperature-dependant properties derived from experimental tests and analytical calculations. The authors pointed out the difficulties to model dehydration, which resulted in large differences between experimental and numerical values for the cross-section temperature below 100 ºC.

Moreover, advanced finite element analysis requires reliable thermal properties that can be determined directly or calibrated through experimental data, and the material models available in design codes, including the current version of Eurocode 5 Part 1-2 [12] and its future counterpart prEN 1995-1-2 [14] require validation, especially for the case of wood-based materials.

In this context, this study aims at developing a set of finite element models to estimate the insulation fire resistance of a multilayer assembly composed of medium density fibreboard (MDF) and Rockwool core insulation. The material thermal properties were determined using a Transient Plane Source (TPS) device and adapted for finite element simulations according to the future generation of Eurocode 5 Part 1-2 [14].

2. TEMPERATURE-DEPENDENT MATERIAL PROPERTIES

Samples of MDF and Rockwool measuring 70 x 70 mm with respective apparent densities of 778 and 100 kg/m³ were analysed in a TPS 2500S device by Hot Disk. For the MDF samples with an initial moisture content of 6.46 %, the thermal conductivity and volumetric specific heat were measured up to 300 ºC, while for Rockwool, only the thermal properties at room temperature were determined due to experimental limitations. The density reduction factors from prEN 1995-1-2 [14] were used to calculate the specific heat values. The material models available in prEN 1995-1-2 [14], including the density reduction, were proportionately adjusted to model the material behaviour at temperatures above the experimental analysis range. Figure 1 shows the temperature-dependent thermal conductivity (λ) and specific heat (C_p) of MDF for temperatures up to 300 ºC. The thermal conductivity and specific heat of Rockwool at room temperature were respectively 0.043 W/m K and 1.414 kJ/kg K.

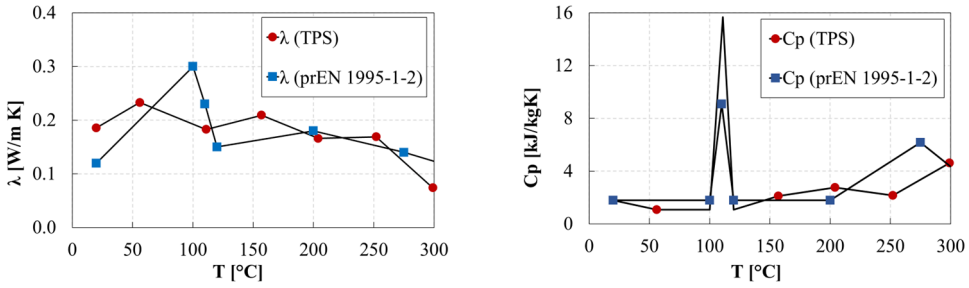


Figure 1: Thermal conductivity and specific heat of MDF at temperatures up to 300 ºC.

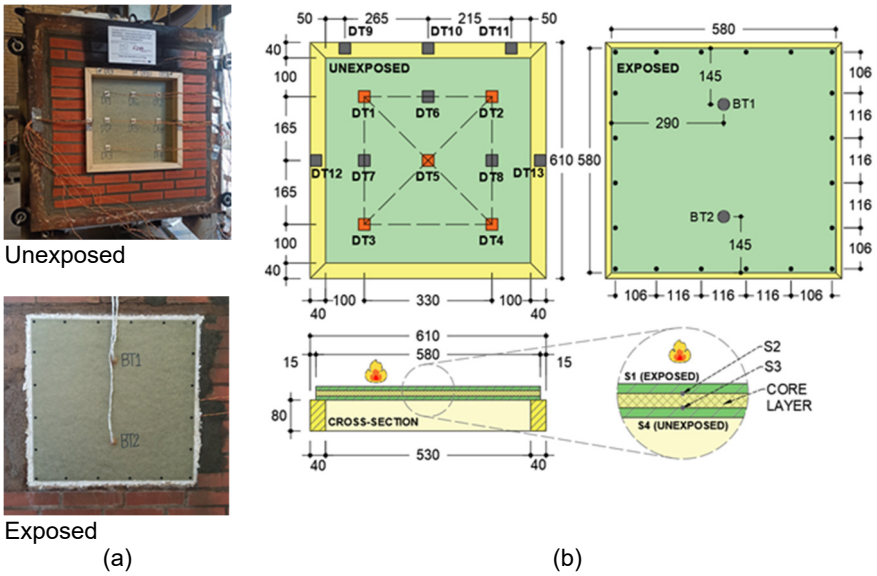
As seen in Figure 1, the specific heat of MDF at 110 ºC increases significantly due to water evaporation. However, this peak is difficult to detect using direct measurements. Thus, the model proposed by [15], see Equation 1, was used to calculate the peak specific heat, C_p^{peak} [kJ/kg K] of MDF at 110 ºC, considering that water evaporation occurs between 100 and 120 ºC. In Equation 1, C_p^0 [kJ / kg K] is the specific heat at 100 ºC, ΔT is the temperature difference between 100 and 120 ºC and w = 0.0646 is the initial moisture content of MDF.

$$C_p^{peak} = C_p^0 + 2\times\left(\frac{2.26E^3\times w}{\Delta T}\right) \quad (1)$$

3. EXPERIMENTAL TEST AND NUMERICAL MODEL

A specimen measuring 580 x 580 mm composed of 16 mm-thick MDF and 27 mm-thick Rockwool core insulation was tested in a medium-scale gas-fired furnace with internal dimensions of 1 x 1 x 1 m, see Figure 2a. The temperature inside the furnace was calibrated according to ISO 834 [9] and controlled with a plate thermocouple. The specimen was mounted to a pinewood frame using self-drilling screws. The set was simply fitted into a supporting construction made of refractory

materials, see Figure 2a. The temperatures were measured using Type K thermocouples at four sections (S1, S2, S3, S4), see Figure 2b.



(a) (b)

Figure 2: (a) View from the unexposed and exposed side of the experimental test and (b) Location of the thermocouples at different positions. Measurements in [mm].

The insulation fire resistance of the specimen was determined following EN 1363-1 [1] considering the average temperature on the unexposed side (S4) of T_{ave}= T_0+140 °C, in which T_0 = 20 ºC. Moreover, two finite element simulations were conducted. The first (A) considers the material models from prEN 1995-1-2 [14]. The second (B) considers the measured properties at the target temperatures and also proportional adapted values from prEN 1995-1-2 [14] for other temperature levels.

The transient heat transfer analyses were conducted using Ansys Workbench with the finite element PLANE55, which has four nodes, each with a temperature degree of freedom. The boundary conditions were specified according to EN 1991-1-2 [16] for the standard fire exposure of ISO 834 [9], see Figure 3.

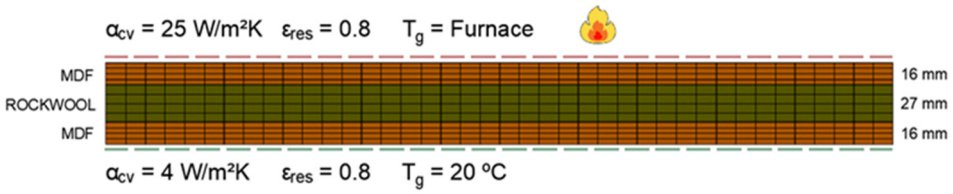
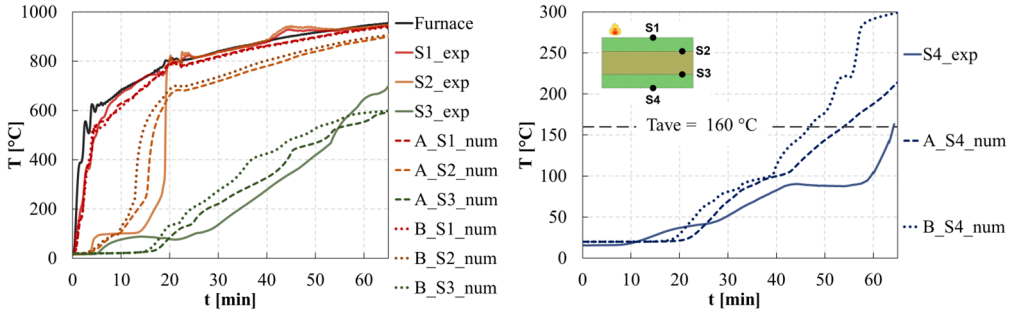


Figure 3: Boundary conditions of the finite element model.

In Figure 3, α_{cv} is the convection heat transfer coefficient, ε_{res} is the resultant emissivity and T_g is the gas temperature. For the exposed side, T_g assumes the furnace temperature measured in the experimental test. As seen in Figure 3, four elements were used along the thickness of each material. The initial nodal temperature was T_0 = 20 °C.
The heat flow convergence criterion was chosen to conduct the transient heat transfer analysis, with a tolerance of 0.1 % and a minimum reference value of 1.0×10^{-6} W. The total simulation time was 4200 s, with an initial time step of 1 s, a minimum of 0.1 s and a maximum of 1 s.

4. NUMERICAL VALIDATION AND DISCUSSION

Figure 4 shows the comparison between the numerical (num) and experimental (exp) temperature history results at sections S1, S2, S3 and S4, see Figure 2, considering both simulations A and B.



(a) (b)

Figure 4: Comparison between the temperature history obtained in the experimental test (exp) and finite element simulations A and B (num).

In Figure 4a, on the exposed side (S1), a good agreement is noticed between the predicted and experimental temperature values. However, the temperature of all sections in both models starts to increase earlier when compared to the respective experimental observations, since the simulations are not able to reproduce adequately the dehydration of the MDF boards. The effect of dehydration on the temperature development of section S4 can also be seen in Figure 4b. This is the main cause for the differences observed between the predicted and experimental insulation fire resistances. The predicted fire resistance of models A and B were respectively 14 and 24 % smaller than the experimental finding of 62 min, see Figure 4b.

As seen in Figure 4a, after the fall-off of the exposed MDF board at around 19 min., see S2_exp, the modelled temperatures at S2 tend to remain smaller than S2_exp, which was expected since the models do not consider the fall-off of the exposed board. Yet, modelled temperatures at S3 were higher than the respective experimental observations. This may be related to inaccuracies of the Rockwool thermophysical properties.

Both models A and B led to over-conservative results. The material models proposed in prEN 1995-1-2 [14] are effective values usually obtained through calibration with experimental findings, and a proportional adjustment according to the experimental observations of this research was not adequate to improve the numerical predictions.

5. CONCLUSION

This investigation focused on predicting the fire resistance of a wood-based multilayer system composed of MDF boards and Rockwool core insulation using finite element analysis. The thermal properties were determined using the TPS method and also adapted based on the proposal of the future generation of Eurocode 5 Part 1-2 [14]. The results indicated that the proposed thermal properties need revision to predict the fire resistance of wood-based multilayer systems with finite element analysis. Also, considering the dehydration of the MDF boards in the models and measuring the thermophysical properties of Rockwool at elevated temperatures would contribute to improving the results.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work was developed within the scope of the project NORTE-01-0247-FEDER-072225, supported by North Portugal Regional Operational Programme (NORTE 2020), under the PORTUGAL 2020 Partnership Agreement, through the European Regional Development Fund (ERDF).

REFERENCES

[1] CEN. *EN 1363-1: Fire resistance tests - Part 1: General requirements*, 2020.
[2] Izydorczyk D. et al. *Doors with Specific Fire Resistance Class*. Procedia Engineering, vol. 172, 2017, p. 417–25.
[3] Joyeux D. *Experimental investigation of fire door behaviour during a natural fire*. Fire Safety Journal, vol. 37, 2002, p. 605-614.
[4] Xu Q. et al. *Combustion and charring properties of five common constructional wood species from cone calorimeter tests*. Construction and Bulding Materials, vol. 96, 2015, p.416-427.
[5] Hao H, Chow CL, Lau D. *Effect of heat flux on combustion of different wood species*. Fuel, vol. 278, 2020.
[6] Ira J. et al. *Thermal Analysis and Cone Calorimeter Study of Engineered Wood with an Emphasis on Fire Modelling*. Fire Technology, vol. 56, 2020, p.1099–1132.
[7] Li K. et al. *Modelling pyrolysis of charring materials: Determining flame heat flux using bench-scale experiments of medium density fibreboard (MDF)*. Chemical Engineering Science, vol. 123, 2015, p.36-48.
[8] Harada T, Uesugi S, Masuda H. *Fire resistance of thick wood-based boards*. Journal of Wood Science, vol. 52, 2006, p.544-551.
[9] ISO. *ISO 834-1: Fire-resistance tests — Elements of building construction — Part 1: General requirements*, 1999.

[10] Östman B, Boström L. *Fire Protection Ability of Wood Coverings*. Fire Technology, vol. 51, 2015, p.1475-1493.
[11] Xu Q. et al. *Comparative experimental study of fire-resistance ratings of timber assemblies with different fire protection measures*. Advances in Structural Engineering, vol. 19, 2016, p.500-512.
[12] CEN. *EN 1995-1-2: Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design*, 2004.
[13] Cueff G. et al. *Experimental and numerical study of the thermomechanical behaviour of wood-based panels exposed to fire*. Construction Building Materials, vol. 160, 2018, p.668-678.
[14] CEN. *Draft prEN 1995-1-2: Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design*, 2020.
[15] Wang Y. et al. *Performance-based fire engineering of structures*. Spon Press, 2013, 363 p.
[16] CEN. *EN 1991-1-2: Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire*, 2002.

A NEW PROPOSAL FOR ESTIMATING THE TEMPERATURES ON THE STEEL DECK COMPONENTS OF COMPOSITE SLABS UNDER FIRE



Carlos Balsa*
Professor
CeDRI-IPB
Bragança



Lídia R. S. Lima
MSc Student
IPB
Bragança



Paulo A. G. Piloto
Professor
INEGI LAETA-IPB
Bragança

ABSTRACT
This study aims to improve the estimation of the temperatures on the steel deck of a composite slab under fire. An accurate estimation of these temperatures is crucial to determine the load-bearing capacity (R) of the slab. A new proposal, alternative to the simplified method provided by Eurocode 4, that enables temperature estimation on the steel deck components (web, lower and upper flange), is derived from the numerical results, obtained with a three-dimensional computational model. This new proposal considers the effect of the concrete thickness h_1 and includes the fire rating and, contrary to the Eurocode 4 proposal, fits very well the numerical results.

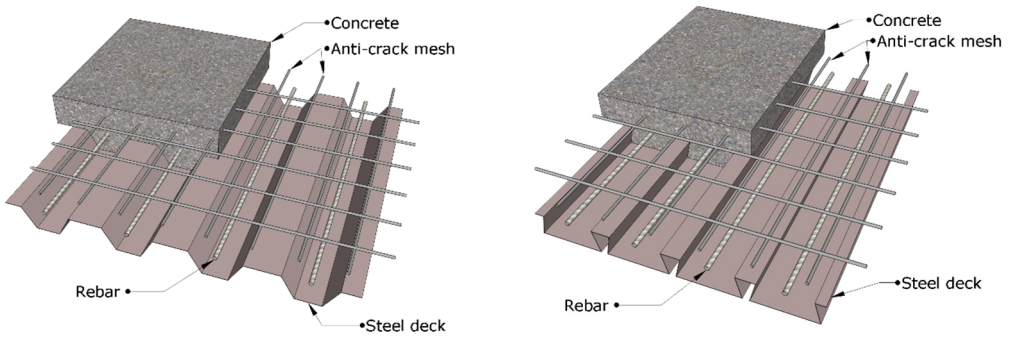
Keywords: Composite slabs; Fire resistance; Numerical simulation; Least squares method.

1. INTRODUCTION

Steel-concrete composite slabs include of reinforced concrete and a profiled steel deck that can operate as permanent formwork, see Figure 1. This is one of the main advantages of this building solution because it reduces construction time, presenting itself as a more efficient, requires less concrete, and lighter solution when compared to conventional reinforced concrete slabs. Composite slabs can suffer significant damage when exposed to fire since the steel elements responsible for ensuring the slabs' flexural resistance capacity are significantly affected under fire

*Autor correspondente – Instituto Politécnico de Bragança, Dep.de Matemática, Campus Santa Apolónia, 5300-253 Bragança, Portugal email: balsa@ipb.pt http://www.ipb.pt

conditions. Therefore, it is necessary to perform a thermal analysis before the structural analysis, thus ensuring that this construction element has fire resistance under regulations and standards.



(a) (b)

Figure 1: Typical layout of a composite slab with the (a) Trapezoidal and (b) Re-entrant steel deck.

The European Standard EN 13501-2 [1] defines these criteria and the fire rating classification of building products and elements. The three criteria (REI) are the classification time during which all criteria are satisfied (R- loadbearing capacity, E- integrity, and I- thermal insulation). Structural elements need to meet fire-safety requirements according to building codes. Seeking to guide the safety design and application of this technology, in 1983 the European Convention for Steel Construction (ECCS) published the first technical note for calculating the fire resistance of composite concrete slabs with profiled steel decks [2]. This standard was developed to guarantee structural safety according to the fire resistance classes established by ISO 834-1 [3] without the obligation to carry out experimental tests. The note provided geometric requirements, such as the minimum slab height, based on the desired fire resistance class of the structural element. Since this date, several studies have been conducted to evaluate the fire resistance of concrete slabs with steel deck. In 1990 Hamerlinck et al., developed a numerical computation model that satisfactorily predicted the fire behaviour of different slab geometries to analyse the mechanical and thermal behaviour of composite slabs [4]. Later, in 1991, Hamerlinck [5] described in detail all the procedures used to perform experimental and numerical studies on the mechanical and thermal behaviour of reinforced composite slabs during a fire. The experimental investigation was carried out to confirm the standard rates. The models considered the mechanical responses of the slab as well as the temperature evolution over time. This author concluded that there was a minimal variation between the predicted and the observed data. In recent years, several investigations have been carried out, where several finite element programs have developed a wide range of thermal and structural models to predict the structural and thermal behaviour of steel-concrete composite slabs under fire conditions. In 2019 Piloto et al. [6], [7] presented 3D numerical validation models on load bearing (R) and insulation (I) fire resistance criteria. The main objective of the investigation was to determine how load affected the resistance criterion (R) and how concrete thickness affected the insulation criterion (I). Due to experimental findings, these authors adopted an alternative model with air gaps between the steel deck and the concrete [4].

When the composite slab is exposed to fire from below, the steel deck heats up and expands rapidly, causing separation from the concrete. The authors concluded that the current standard overestimates the actual fire resistance (R) of the composite slab for load levels less than 40% and underestimates it for load levels greater than 40% when using the air gap model. When using perfect contact between materials, the numerical model underestimates the insulation fire resistance (I).

The present paper deals with the determination of the thermal behaviour of composite slabs under a standard ISO - 834 fire [3], focusing on the temperature evolution at the steel deck components (web, lower and upper flange) using MATLAB Partial Differential Equations Toolbox (PDE Toolbox). As these components are, along with the rebar, the structural components of the composite slab, that are mainly affected by the temperature, an accurate and reliable estimation of the temperatures in these structural components are required. Specially to determine the load-bearing criterion (R) because these temperatures have a direct influence on the reduction factors for the steel components and thus on the bending resistance of the slabs. The results of a numerical analysis, carried out with different slab geometries models (re-entrant and trapezoidal), and different concrete thickness h_1 (from 40 to 150mm), are used to obtain a new proposal, alternative to Annex D of EN 1994-1.2 [8], that enables to estimate accurately the temperatures on the steel deck.

2. THERMAL ANALYSIS

A 3-D representative volume of the slab (left side of Figure 2) is generated computationally in MATLAB to solve the nonlinear transient thermal problem by finite elements (right side of Figure 2). This method requires the solution of the energy equation in the multiple subdomain, corresponding to the different materials, with the respective boundary conditions. The thermal proprieties are temperature dependent and vary according to the material (steel and concrete) [2] and air [11]. The temperature has also been averaged from the affected four components to define the new proposal for the temperature calculation over the main fire ratings (30, 60, 90 and 120 min).

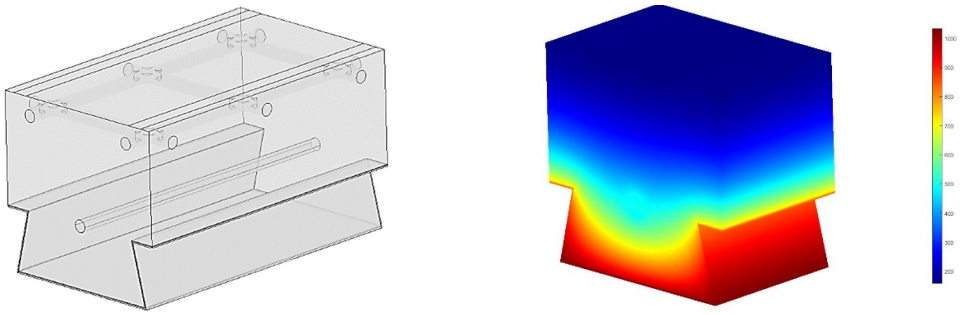


Figure 2: Representative volume and finite element results after 120 min for Multideck with concrete cover h_1 = 90 [mm].

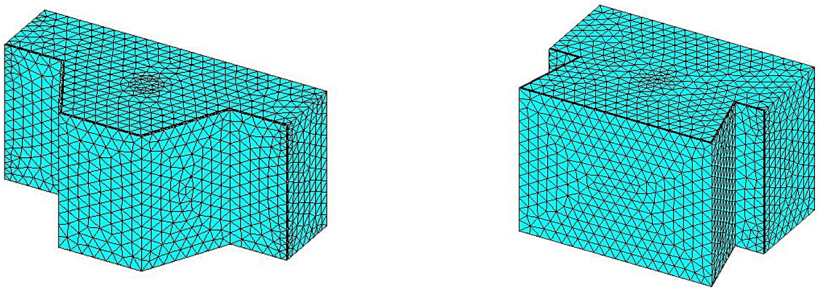
The heat conduction inside the physical domain is mathematically modelled by the energy conservation Equation (1).

$$\rho(\theta)C_p(\theta)\frac{\partial\theta}{\partial t} = \nabla\cdot(\lambda(\theta)\nabla\theta) \quad (1)$$

Where θ represents the respective material temperature [℃], $\rho(\theta)$ is the specific mass [kg/m^3], $C_p(\theta)$ is the specific heat [J/kgK], $\lambda(\theta)$ is the thermal conductivity [W/mK], t is the time in [s] and $\nabla = (\partial_x, \partial_y, \partial_z)$ is the gradient. The discretization of Equation (1) by finite elements gives rise to matrix formulation of the energy equations.

$$C(\theta)\dot{\theta} + K(\theta)\theta = F \quad (2)$$

where K is the conductivity matrix, F is the vector of the thermal loads, including the boundary conditions, $\dot{\theta}$ is the vector of the time derivatives of the nodal temperatures, and C is the capacitance matrix. Only the tetrahedral finite element type is used in the composite slab's finite element model. Four nodes make up this finite element, which employs linear interpolation techniques. The final mesh comprises five sub-domains, each with unique thermal properties: concrete, steel deck, rebar, anti-crack mesh and air-gap. Two explamples of meshes are presented in Figure 5.



(a) (b)

Figure 5: Finite elements mesh: (a) Trapzoidal and (b) Re-entrant profile.

The non-linear transient thermal analysis was developed and solved using the MATLAB PDE toolbox. Simulations were carried out with different values of the parameters that define the geometry of the mesh and can influence the temperature of the structural components. Table 1 resumes the ranges of the investigated parameters.

The boundary conditions that affect how heat is transferred through composite slabs were defined according to EN 1991-1-2 [12]. These boundary conditions are illustrated in Figure 6.

Table 1: Parameters of the parametric study.

Steel deck profile	$\mathbf{h_1}$ [mm]	$\mathbf{t_d}$ [mm]	$\mathbf{Ø_{reb}}$ [mm]	Steel mesh [mm//mm]
ArcelorMittal Cofraplus 60 (Trapezoidal)	50,70,90,110,125	1.00,1.25	10,16	Ø6//50
ArcelorMittal Polydeck 59S (Trapezoidal)	50,70,90,110,125	1.00,1.25	10,16	Ø6//50
Kingspan Multideck (Re-entrant)	60,70,90,110,125	1.00,1.20	10,16	Ø6//50
Lysaght Bondeck (Re-entrant)	60,70,90,110,125	0.75,1.00	10,16	Ø6//50

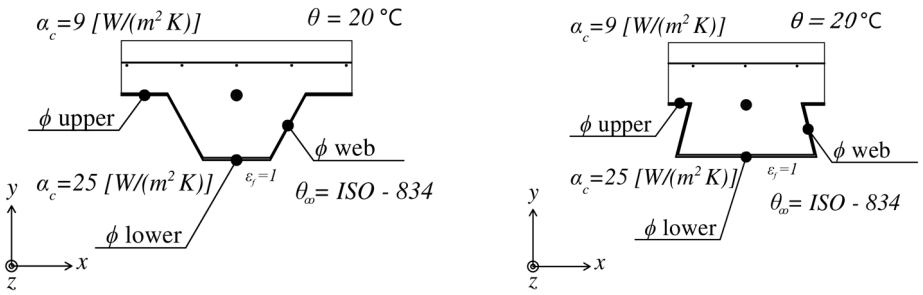


Figure 6: Boundary conditions: (a) Trapezoidal profile, (b) Re-entrant profile.

3. SIMPLIFIED CALCULATION METHOD

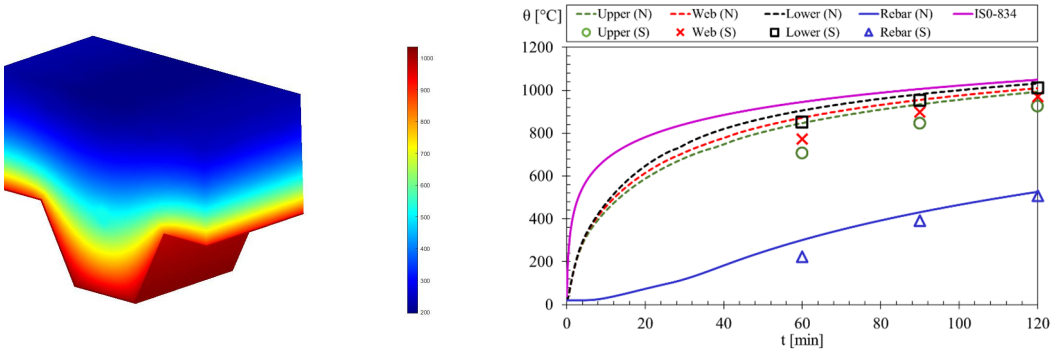
The simplified solution method for for the load-bearing criterion (R) can be applied to simply supported composite slabs with steel deck when exposed to an ISO 834 standard fire [3], is available in the Annex D of EN 1994 Part 1-2 [8]. According to EN 1994-1-2, the temperatures of the steel decking components can be estimated by

$$\theta_a = b_0 + b_1 \cdot \frac{1}{l_3} + b_2 \cdot \frac{A}{L_r} + b_3 \cdot \Phi + b_4 \cdot \Phi^2 \text{ [°C]} \quad (3)$$

where b_i are tabulated empirical coefficients given by EN 1994 1.2 [8] for each steel deck part (web, lower and upper flange) and depending on the type of concrete. The factor Φ corresponds to the view factor of the upper flange. The parameter l_3 is the distance within the ribs.

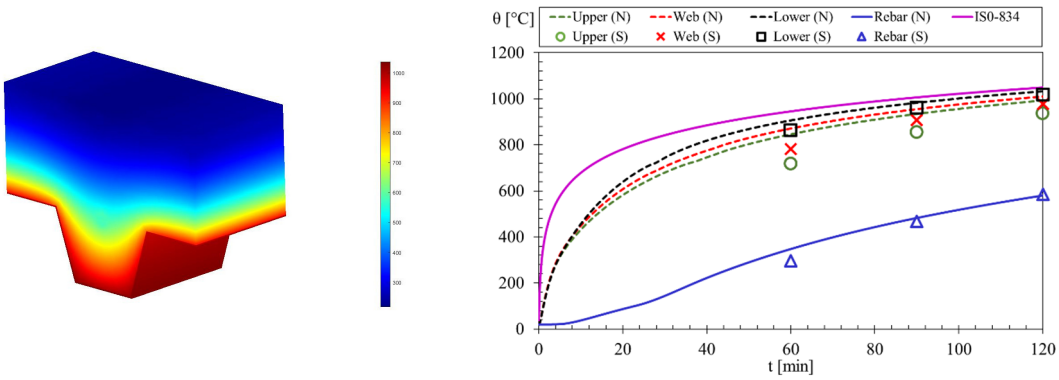
4. NUMERICAL AND ANALYTICAL RESULTS

A parametric analysis was developed, regarding the evolution of temperature and the fire resistance of composite slabs by load-bearing criteria (R). The critical temperatures of the steel components were determined based on fire resistance criteria. A total of 80 numerical simulations of fire exposure for 2 hours were carried out, using the air gap of t_a=0.5 [mm]. This value has been determined and optimized through previous investigations [13], [6], [7], [14]. Results presented herein are related to slabs with rebar diameter $\emptyset_{\mathrm{rebar}}$ of 10 $[\mathrm{mm}]$ and the thickness of the steel deck t_s of 1.0 $[\mathrm{mm}]$, with a concrete topping h_1 equal to 90 [mm]. The numerical results were compared with one obetained by the simplified method provided by Annex D of EN 1994-1-2[8] (Figure 7 to Figure 10).



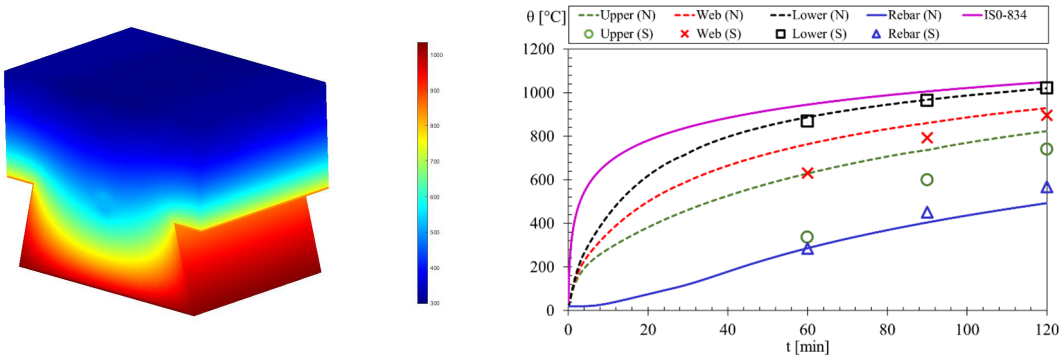
(a) Final temperature distribution (b) Selected Points

Figure 7: Polydeck 59S. (a) Final temperature distribution. (b) Temperature evolution: (N) stands for numerical and (S) for simplified method.



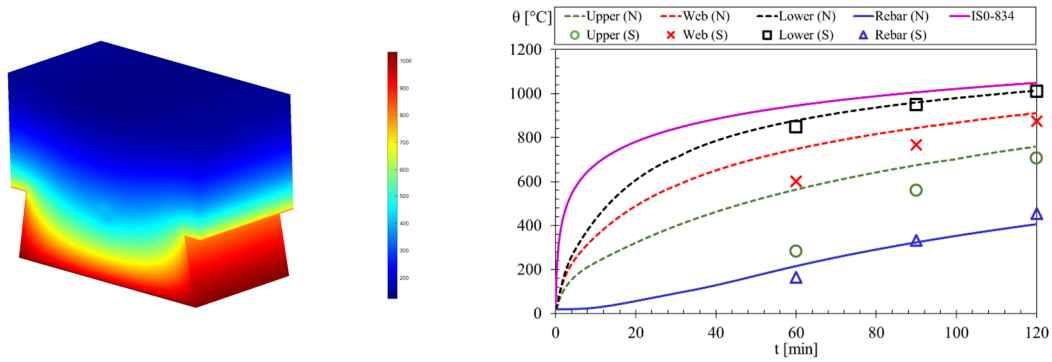
(a) Final temperature distribution (b) Selected Points

Figure 8: Cofraplus 60. (a) Temperature evolution: (N) stands for numerical and (S) for the simplified method. (b) Unexposed temperature evolution.



(a) Final temperature distribution (b) Selected Points

Figure 9: Multideck. (a) Temperature evolution: (N) stands for numerical and (S) for the simplified method. (b) Unexposed temperature evolution.



(a) Final temperature distribution (b) Selected Points

Figure 10: Bondeck. (a) Temperature evolution: (N) stands for numerical and (S) for the simplified method. (b) Unexposed temperature evolution.

It can be observed that the EN 1994-1-2 simplified method (S), used to determine the fire resistance, is, in most of the cases, on the unsafe side. The fire resistance obtained with this simplified calculation method (S) gives a critical temperature value quite below to the one obtained with the numerical simulation (N).

5. THE NEW PROPOSAL

The new proposal (NP) is a linear combination of different geometric parameters of the slab, where the coefficients are provided for the three components of the steel deck, with the possibility to specify the fire rating. The Equations 5 establish new optimized coefficients for trapezoidal and re-entrant profiles, including the new parameter for the “fire rating” t [min] and the usual geometric

parameters (l_3, A/L_r), the view factor Φ of the upper flange, the new parameter for the concrete thickness h_1 and the new parameter for the diameter of the rebar $\emptyset_{reb}$.

$$\theta_a = \mathrm{b}_0 + \mathrm{b}_1 \cdot \frac{1}{\mathrm{l}_3} + \mathrm{b}_2 \frac{\mathrm{A}}{\mathrm{L}_\mathrm{r}} + \mathrm{b}_3 \cdot \Phi + \mathrm{b}_4 \cdot \Phi^2 + b_5 \cdot h_1 + b_6 \cdot t + b_7 \cdot \emptyset_{reb} \quad (5)$$

The empirical coefficients were determined by fitting the mathematical model to the numerical results by a least-square method, which minimizes the sum of the squared difference between the numerical and the analytical results. The resulting coefficients used to determine the temperature on the steel deck, for trapezidal and Re-entrant slabs, are presented in Table 2.

Table 2: Coefficients of the new proposal to determine the temperature of the steel deck components.

Profile	Flange	$\mathbf{b_0}$	$\mathbf{b_1}$	$\mathbf{b_2}$	$\mathbf{b_3}$	$\mathbf{b_4}$	$\mathbf{b_5}$	$\mathbf{b_6}$	$\mathbf{b_7}$
Trapezoidal	Lower	279.01	-4.30	-1.49	279.01	279.01	-0.002	2.06	-0.03
	Web	489.29	-7.71	17.23	-132.97	-330.37	-0.05	2.27	-0.02
	Upper	438.00	-6.94	2.05	230.10	100.74	-0.23	2.54	-0.68
Re-entrant	Lower	277.16	-0.76	-1.83	277.14	277.16	-0.20	2.20	0.21
	Web	59.50	-0.14	22.26	6.74	-194.19	-0.09	2.67	-0.20
	Upper	668.94	-1.83	-7.50	153.03	28.05	-0.36	3.09	0.13

6. COMPARISON RESULTS

To verify the differences between the results proposed by the simplified method (S), presented in EN 1994-1-2 [8], the numerical results (N), and the new proposal (NP), deviations (errors) in relation to numerical results were calculated. In Tables 3 to 5, the values obtained by the analytical methods y_i for $i = 1,2,\ldots,80$, given by the simplified method, or by the New Proposal are compared with the numerical results $\mathcal{X}_i$ for $i = 1,2,\ldots,80$. The Root Mean-Squared Error (RMSE) is used as an error measure to compare the results:

$$\mathrm{RMSE} = \sqrt{\frac{1}{\mathrm{n}}\sum_{\mathrm{i}=1}^{\mathrm{n}}(\mathrm{y_i} - \mathcal{X}_\mathrm{i})^2} \quad (7)$$

and the Bias, representaing the systematic erros, given by:

$$\mathrm{Bias} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}(\mathcal{X}_i - y_i) \quad (8)$$

To complement the RMSE and Bias metrics, the Standard Deviation of the Error (SDE), that is a measure of the random erros, is also considered [15]. The SDE simply corresponds to:

$$\mathrm{SDE} = \sqrt{\mathrm{RMSE}^2 - \mathrm{Bias}^2} \tag{9}$$

Table 3: Errors for EN 1994-1-2 and the new proposal concerning the Lower Flange.

Lower flange												
Fire Rating	45 [min]			60 [min]			90 [min]			120 [min]		
Error	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE
EN 1994-1-2	-	-	-	95.26	95.57	7.74	57.26	57.51	5.36	42.30	42.52	4.29
NP (Trapezoidal)	45 | 60 | 90 | 120 [min]											
	Bias			RMSE						SDE		
	0			38.69						38.69		
NP (Re-entrant)	0			41.74						41.74		

Table 4: Errors for EN 1994-1-2 and the new proposal concerning the Web.

Web												
Fire Rating	45 [min]			60 [min]			90 [min]			120 [min]		
Error	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE
EN 1994-1-2	-	-	-	130.46	133.35	27.62	70.78	73.10	18.25	38.88	39.84	8.70
NP (Trapezoidal)	45 | 60 | 90 | 120 [min]											
	Bias			RMSE						SDE		
	0			42.57						42.57		
NP (Re-entrant)	0			46.96						46.96		

Table 5: Errors for EN 1994-1-2 and the new proposal concerning the Upper Flange.

Upper flange												
Fire Rating	45 [min]			60 [min]			90 [min]			120 [min]		
Error	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE	Bias	RMSE	SDE
EN 1994-1-2	-	-	-	72.53	203.19	189.8	101.63	108.5	38.0	65.15	68.52	21.21
NP (Trapezoidal)	45 | 60 | 90 | 120 [min]											
	Bias			RMSE						SDE		
	0			48.19						48.19		
NP (Re-entrant)	0			52.46						52.46		

It can be seen that the new proposal is not biased (Bias is zero in all cases) and that the new proposal gives better results than the Eurocode proposal. Moreover, the new proposal is generic for all fire ratings, it results in lower RMSE values for all these times.

7. CONCLUSION

A series of heat transfer analyses were conducted to determine the adequacy of the prescriptive codes to safeguard against standard fires. New and more realistic computational models were developed to evaluate the thermal behaviour of composite slabs under standard fire conditions. The parametric analysis results allow us to determine the temperatures for different slab geometries and compare them with those provided by the simplified calculation method of EN

1994-1-2. The steel-concrete interface includes the air gap effect. The EN 1994-1-2 proposal for the fire resistance (R) is on the unsafe side, that is, the fire resistance obtained with the simple calculation method, proposed in the Eurocode, gives a critical temperture value quite lower to the one obtained with the numerical simulation. The new proposal, developed from the numerical results of the simulations, includes the previous parameters provided by the current version of the EN 1994-1-2, but also includes additional parameters, as the effect of the concrete thickness h_1, the rebar diameter $\emptyset_{reb}$ and the fire rating time *t,* which makes the analysis even more simplified and straightforward. The new proposal establishes new optimized coefficients by fitting the new proposal to the numerical results using a least-squares method for both steel deck geometries in order to improve the simplified calculation approach. Future works should study the effect of other parameters comprising a series of different steel deck geometries, for both normal weight and lightweight concrete.

REFERENCES

[1] CEN, *EN 13501-2 Fire classification of construction products and building elements*. Brussels, 2009.

[2] "ECCS, "Calculation of the fire resistance of composite concrete slabs with profiled steel sheet exposed to the standard fire," *Fire Saf. Steel Struct. Eur. Conv. Constr. Steelwork - Comm. T3,* p. 48, 1983.

[3] ISO, "ISO 834-8, Fire Resistance Tests - Elements of Building Construction, International Organization for Standardization, Geneva," *Elem. Build. Constr. Genova ISO*, 1999.

[4] R. Hamerlinck and J. W. B. Stark, "Scholars ' Mine A Numerical Model for Fire-exposed Composite Steel / concrete Slabs," 1990.

[5] R. Hamerlinck, *The Beahaviour of Fire-Exposed Composite Steel/Cconcrete Slabs*. 1991. doi: 10.6100/IR348360.

[6] P. A. G. Piloto, C. Balsa, F. Ribeiro, L. Santos, R. Rigobello, and É. Kimura, "Three-Dimensional Numerical Modelling of Fire Exposed Composite Slabs With Steel Deck," *MATTER Int. J. Sci. Technol.*, vol. 5, no. 2, pp. 48–67, 2019, doi: 10.20319/mijst.2019.52.4867.

[7] P. A. G. Piloto, C. Balsa, L. M. C. Santos, and É. F. A. Kimura, "Effect of the load level on the resistance of composite slabs with steel decking under fire conditions," *J. Fire Sci.*, vol. 38, no. 2, pp. 212–231, 2020, doi: 10.1177/0734904119892210.

[8] "CEN - European Committee for Standardization, EN 1994-1-2: Design of composite steel and concrete structures - Part 1 - 2: General rules - Structural fire design. Brussels, 2005.," *CEN - Eur. Comm. Stand.*, vol. 1, no. 2005, 2005.

[9] CEN - EN 1993-1-2, "Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design Eurocode," 2005

[10] CEN - EN 1992-1-2, "Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design," 2004

[11] Y. A. Çengel and A. J. Ghajar, *Heat and Mass Transfer: Fundamentals and Applications*, 5th ed. New York: McGraw-Hill Education, 2015.

[12] "CEN - European Committee for Standardization, EN 1991-1-2: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire. Brussels," 2002.

[13] P. A. G. Piloto, C. Balsa, F. Ribeiro, and R. Rigobello, "Computational Simulation of the

Thermal Effects on Composite Slabs Under Fire Conditions," *Math. Comput. Sci.*, vol. 15, no. 1, pp. 155–171, 2021, doi: 10.1007/s11786-020-00466-0.

[14] P. Piloto, C. Balsa, L. Prates, and R. Rigobello, "The air gap effect on the fire resistance of composite slab with steel deck," *Numer. Methods Eng. – C. 2019*, pp. 610–624, 2019.

[15] T. Chai and R. R. Draxler, "Root mean square error (RMSE) or mean absolute error (MAE) – Arguments against avoiding RMSE in the literature," *Geosci. Model Dev.*, vol. 7, no. 3, pp. 1247–1250, Jun. 2014, doi: 10.5194/gmd-7-1247-2014.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

VELOCIDADES DE EVACUAÇÃO PEDONAL EM CENÁRIO DE INCÊNDIO - CASO DE ESTUDO DE CABANÕES

Andreia Rodrigues*
Bolseira de Investigação
ISISE, UC - Coimbra

Aldina Santiago
Professora Auxiliar
ISISE, UC - Coimbra

Luís Laím
Investigador Doutorado
ISISE, UC - Coimbra

Domingos Xavier Viegas
Professor Catedrático
ADAI, UC - Coimbra

José Luís Zêzere
Professor Catedrático
IGOT, ULisboa - Lisboa

SUMÁRIO
Os incêndios rurais representam um risco crescente não só em Portugal, mas quase em todo o Mundo, afetando cada vez mais as populações residentes em áreas rurais, sendo de registar um crescente número de vítimas mortais. Em Portugal, especialmente no interior norte e centro, muitas são as aldeias dispersas, com acessos débeis e onde a evacuação apenas é possível de forma pedonal. Este estudo visa a obtenção das velocidades e consequente estimativa de tempos de evacuação pedonal deste tipo de aldeias, habitada maioritariamente por idosos.

PALAVRAS-CHAVE: incêndios rurais; caracterização da população; idosos; velocidade de movimento, evacuação.

1. INTRODUÇÃO

Nas últimas décadas, os incêndios rurais têm apresentado velocidades de propagação e intensidades cada vez mais elevadas, aproximando-se com maior frequência dos aglomerados urbanos [1], e causando a movimentação temporária de milhares de pessoas em todo o mundo. Países como os Estados Unidos da América e a Austrália tem vido a ser assolados ao longo dos anos por estes fenómenos extremos que obrigam a ações de evacuação extensas e complexas. Na Europa, apesar de haver um histórico significativo de incêndios rurais, a necessidade de evacuação de populações é uma realidade relativamente recente e verifica-se um hiato nos procedimentos de intervenção e combate a incêndios rurais, nomeadamente no que concerne aos esquemas e ações de evacuação.

* Autor correspondente – Universidade de Coimbra, Departamento de Engenharia Civil, R. Luis Reis dos Santos 290, 3030-790 Coimbra, Portugal, email: andreia.rodrigues@dec.uc.pt

A necessidade de evacuação torna-se mais relevante nas aldeias que não se encontram estruturalmente preparadas para abrigar os seus habitantes em segurança. A opção da evacuação é influenciada pela localização e comportamento do incêndio, pela vegetação, topografia, infraestruturas da comunidade e contexto social, onde muitas vezes existem vulnerabilidades, como infraestrutura de transporte e serviços, originando desafios significativos durante evacuações em grande escala [1].

Apesar da existência de vários estudos internacionais de modelação da evacuação, assim como propostas de metodologias para estimativa de tempos de evacuação em situações de incêndio em grandes aglomerados habitacionais, tendo por base a auto-evacuação com uso de viaturas particulares [2], são ainda escassas as informações e os estudos adaptados à realidade portuguesa, nomeadamente quanto à evacuação pedonal.

Em Portugal, as necessidades de evacuação em situação de incêndio rural estão relacionadas sobretudo com aldeias isoladas, com difíceis acessos e habitadas maioritariamente por pessoas idosas. A medida de proteção deste tipo de aldeias é geralmente de confinamento em um local de abrigo, onde a evacuação é feita normalmente de forma pedonal, primeiramente até uma zona de concentração dentro do aglomerado (ponto de reunião) e posteriormente para um abrigo, localizado no exterior ou no interior da própria aldeia. As aldeias com estas características carecem de evacuações atempadas e sobretudo preventivas, de modo a não colocar em risco os seus habitantes e as forças de socorro, evitando as fugas de última hora.

Este trabalho corresponde à 1ª fase de um estudo de evacuação preventiva na aldeia de Cabanões no município da Lousã onde o objetivo principal foi compreender o comportamento de idosos em situação de evacuação, medir o tempo médio que leva a chegar ao abrigo e assim proceder ao cálculo das suas velocidades pedonais, para posterior modelação do tempo necessário de evacuação e criação de metodologias de apoio à decisão.

2. EVACUAÇÃO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIOS RURAIS

Ao longo dos anos tem havido um claro aumento de ocorrências associadas a incêndios florestais com necessidade de evacuação de pessoas. Nos Estados Unidos da América esta é já uma realidade frequente nas últimas quatro décadas. Os incêndios da Califórnia obrigaram à evacuação de mais de 10 000 pessoas na sequência de 11 grandes incêndios entre 2017 e 2019 [3]. Mais recentemente, em 2021, um incêndio de grandes dimensões na região de South Lake Tahoe, na Califórnia ameaçou a área urbana havendo registo de tentativa de evacuação de 22 000 pessoas. Durante este evento, as autoridades tentaram acalmar a população à medida que conduziam as evacuações de em bairro, mas devido ao desespero e ao pânico, muitas pessoas decidirem abandonar a cidade de forma autónoma, provocando engarrafamentos com centenas de carros parados durante horas.

Já em Portugal, a maior das dificuldades da análise desta problemática é a falta de informação sobre as ocorrências passadas. O registo sistematizado dos teatros de operações é uma realidade relativamente recente e essa informação é ainda muito pouco coerente.

Em 2012 um relatório, a pedido pelo Ministério da Administração Interna, analisou um dos incêndios com maior área ardida até então. Este incêndio desenvolveu-se numa área caracterizada por um elevado número de aglomerados populacionais dispersos, quase todos com um número reduzido de habitantes, em geral idosos e sem recursos nem mobilidade para fazer frente ao perigo que se avizinhava [4]. Este incêndio obrigou a evacuação de aldeias nos primeiros 40 minutos de incêndio. Devido à dispersão dos aglomerados e a necessidade de proteção das populações, durante a fase de ataque inicial aos incêndios, grande parte dos meios disponíveis estavam exclusivos à proteção das pessoas e das suas habitações.

Passados 4 anos, ocorreram os trágicos incêndios de 2017 que vem novamente obrigar a refletir sobre a importância da análise de incêndios para preparação e intervenção futura. Também no incêndio de Monchique em 2018 considerou-se que "*a segurança das populações foi, neste incêndio, uma preocupação fundamental, um esforço de evitar a repetição, ainda que em menor escala, das tragédias de 2017*" [5]. Este relatório [5] refere uma evacuação massiva de lugares com potencial de risco, levando a uma evacuação de 608 pessoas no total distribuídas por 75 lugares.

Também o ano 2022 foi marcado por incêndios muito intensos e de grandes dimensões, levando à necessidade de evacuação de um elevado número de pessoas. De referir ainda que as duas únicas vítimas mortais civis a lamentar foram um casal de idosos durante o seu percurso de fuga da sua aldeia pelos seus próprios meios, contrariando as ordens das autoridades.

É assim claro que após 2017 se verificou um aumento significativo da decisão operacional de evacuação em situação de incêndio rural. O aumento da intensidade, velocidade e o comportamento errático dos incêndios, fazem com que os operacionais optem por evacuação como forma de proteção das populações, baseado as suas decisões em perceções empíricas da dinâmica do incêndio.

3. ANÁLISE DE TEMPOS DE EVACUAÇÃO

Analisando a realidade portuguesa, importa compreender como se procede à evacuação em Portugal. As aldeias isoladas, com poucos habitantes, maioritariamente idosos preocupam especialmente as autoridades. Muitas destas aldeias encontram-se longe das áreas urbanas e os seus acessos são muitas vezes realizados por vias estreitas, degradadas e em forte envolvente florestal.

Aliada às questões relativas aos acessos, a organização da aldeia e o tipo de construções são também fatores que contribuem para a forte exposição ao risco. Muitas delas foram construídas e organizadas a pensar apenas no acesso pedonal, não havendo possibilidade de acesso de viaturas ao interior da aldeia. Nestes casos, a única alternativa viável é a evacuação pedonal até um local onde seja possível o acesso de viaturas que, posteriormente transportará os habitantes para local seguro.

Da análise da bibliografia, verificou-se que existem estudos de velocidade de evacuação para outros riscos, em outros contextos, como casos de incêndios em edifícios [6] e também para

evacuação em situação de incêndio rural, mas com recurso a viaturas [7] [8]. Relativamente à evacuação pedonal em situação de incêndio rural, adaptado à realidade portuguesa verifica-se efetivamente uma lacuna. Numa caminhada em ambiente urbano e sem qualquer declive, a velocidade média de pessoas sem dificuldades de mobilidades e sem fator de *stress* é de 5 km/h [9]. Com base neste valor médio, considera-se fundamental testar as velocidades de acordo com as características da população residente e as condicionantes do ambiente rural.

Na tentativa de apuramento dos tempos de evacuação necessários à evacuação de aldeias com as características apresentadas, foram realizados testes de tempos de evacuação com habitantes da própria aldeia e figurantes. Estes ensaios permitiram estudar a velocidade de movimentação de pessoas idosas (mais de 65 anos), com e sem limitações de mobilidade, de modo a prever o tempo necessário para a evacuação da aldeia.

3.1 Enquadramento Geográfico

A aldeia de Cabanões localiza-se na união de Freguesias da Lousã e Vilarinho, pertencendo especificamente à antiga freguesia de Vilarinho localizada a norte do Município da Lousã, que possui cerca de 2513 hectares e um grande número de localidades. Cabanões é uma dessas aldeias, que não sendo conhecida informação sobre a sua origem, foi em tempos uma aldeia com muitos habitantes que se dedicavam sobretudo a agricultura e exploração florestal.

Com o passar dos anos, a aldeia foi ficando desertificada e atualmente são cerca de 26 habitantes, mas apenas 9 com residência permanente. Dos restantes destaca-se 6 pessoas, que não sendo habitantes permanentes, passam grande parte do ano na aldeia pois são casais reformados, com habitação e morada fiscal em grandes cidades, nomeadamente Lisboa, Setúbal e Marinha Grande. Este grupo específico de pessoas apresenta uma preocupação pelas condições de segurança da aldeia e mostram interesse em saber mais sobre as medidas a adotar. Importa ressalvar que dois dos habitantes não permanentes, apesar de manterem a habitação, optaram por residir na vila da Lousã, permanecendo apenas na aldeia durante o dia, alguns dias por semana. No centro da aldeia existe uma casa dedicada a alojamento local, com capacidade para 4 pessoas, que apesar de atualmente não estar em funcionamento pleno, encontra-se ocupado por um casal que se dedica a artes plásticas, podendo pontualmente receber visitantes. Um dos habitantes permanentes é estrangeiro, mas apesar das dificuldades linguísticas, está perfeitamente enquadrado na aldeia. Destes 26 habitantes (permanente e não permanentes), 75 % têm mais de 65 anos. Na data de realização do exercício, nenhum dos habitantes estava condicionado quanto à mobilidade, havendo apenas dois dos habitantes que se deslocavam com auxílio de muleta como função de apoio. Apenas reside na aldeia uma criança.

A aldeia localiza-se a meia encosta, em zona de vale encaixado, com apenas um acesso pavimentado e com grandes limitações de largura de via sendo o seu principal acesso é maioritariamente estreito, com poucos locais com possibilidade de passagem de duas viaturas.
A sua orografia e a envolvente com matos e floresta, tornam esta aldeia muito exposta a incêndios florestais (figura 1).



Figura 1- Vista aérea da aldeia de Cabanões.

3.2 Metodologia

Tal como já referido, os ensaios realizados tiveram como objetivo prever o tempo médio de evacuação de diferentes tipos de pessoa, com maior ênfase para idosos e pessoas como dificuldade na mobilidade.

Para a realização destes ensaios, estabeleceram-se protocolos de colaboração com a Junta de Freguesia de Lousã e Vilarinho e outras entidades locais que permitiu a divulgação da atividade e a possibilidade de angariar voluntários para realizarem os percursos. Participaram neste estudo 15 idosos, com idades compreendidas entre os 65 e os 86 anos. Neste grupo a maioria era autónomo e sem problemas de mobilidade havendo apenas 5 dos participantes que utilizavam equipamentos de apoio à marcha.

Foram estudados 3 percursos independentes com diferentes características tendo-lhe sido atribuída a codificação: Troço 1, Troço 2 e Troço 3.

O Troço 1 representa o percurso a percorrer pela população desde o ponto mais extremo da aldeia até ao ponto de reunião, junto à fonte da aldeia. Este percurso apenas pode ser feito a pé ou com recurso a veículo ligeiro. O acesso de uma ambulância ou de uma carrinha é de extrema dificuldade. Este tem sentido ascendente e apresenta um declive médio de 17%.

O Troço 2 representa o percurso a percorrer pela população desde o ponto mais alto da aldeia até ponto de reunião. Este percurso apenas pode ser feito a pé ou com recurso a veículo ligeiro, sendo que a única opção de inversão de marcha é já em caminho de terra batida. Este troço dá acesso a zona florestal e à cumeada, tem sentido descendente e um declive médio de 7%.

Já o Troço 3 é o percurso a percorrer pela população desde o ponto de reunião, no interior da aldeia, até ao abrigo (capela). Este percurso deverá ser feito preferencialmente com recurso a viatura ligeira de passageiros (9 lugares) mas poderá haver necessidade de ser feito a pé, caso

este recurso não esteja disponível. O declive deste 3º troço é de apenas 1% em sentido descendente, não tendo sido considerado o impacto do declive no estudo. Reunidos no abrigo, já seria possível o uso de um autocarro para retirar a população para fora da aldeia.

Para cada um dos percursos foram analisados 2 ensaios com grupos diferentes: um grupo de indivíduos com mais de 65 anos, sem dificuldades de mobilidade e sem problemas de saúde que influenciem a marcha e um outro grupo, também com mais de 65 anos, com dificuldades de mobilidade e uso de equipamento de apoio à marcha. Desta forma, foi feita uma medição de tempo em troços previamente medidos e identificados, de modo a permitir o cálculo da velocidade média de percurso de cada um dos troços. No troço 3 todos os participantes foram organizados em três grupos de forma aleatória, de modo que todos os grupos contemplassem pessoas com e sem dificuldades de mobilidade. Os ensaios foram cronometrados por observadores e registado o tempo que cada pessoa demorava a percorrer o mesmo percurso. Cada um dos participantes apenas percorreu cada percurso uma vez, no mesmo dia e com o mesmo grupo de pessoas. Foi atribuído um código a cada participante, por salvaguarda dos dados pessoais, que consentiram fornecer sob a condição de não serem divulgados.

3.3 Apresentação e discussão dos resultados

A tabela 1 apresenta os resultados do ensaio 1, onde foi realizado um ensaio de evacuação do Troço 1 por pessoas sem dificuldades de mobilidade e outro com figurantes que usam equipamentos de apoio à marcha.

Tabela 1 – Resultados ensaio 1

Ensaio 1	Indivíduos com mais de 65 anos, sem dificuldades de mobilidade e sem problemas de saúde que influenciem a marcha. Sentido ascendente. Temperatura sentida: 29 ºC. Distância:100 metros	
Código de individuo	Tempo de percurso (minutos)	Velocidade média
#C002	01:31:00	
#C012	01:25:14	
#C005	01:32:39	3,13 km/hora
#C006	01:10:36	
#C003	01:58:18	
#C008	02:19:59	
#C014	01:00:06	
#C015	01:15:00	

A tabela 2 apresenta os resultados do ensaio 2, onde foi realizado um ensaio de evacuação do troço 1 por pessoas que usam equipamentos de apoio à marcha.

Tabela 2 – Resultados do ensaio 2

Ensaio 2	Indivíduos com mais de 65 anos, com dificuldades de mobilidade e uso de equipamento de apoio à marcha. Sentido ascendente. Temperatura sentida: 29 ºC. Distância:100 metros	
Codigo de individuo	Tempo de percurso (minutos)	Velocidade média
#C010	02:07:00	
#C004	03:08:00	
#C013	06:13:00	2,24km/hora
#C003	02:42:00	
#C009	02:39:00	
#C001	02:19:00	

A tabela 3 e 4 apresentam os resultados do ensaio 3 e 4 respetivamente, onde se realizou o mesmo tipo de ensaio que relatado nos ensaios 1 e 2, mas desta vez no troço 2. Neste caso trata-se de um troço descendente com declive acentuado.

Tabela 3 - Resultados do ensaio 3

Ensaio 3	Indivíduos com mais de 65 anos, sem dificuldades de mobilidade e sem problemas de saúde que influenciem a marcha. Sentido descendente. Temperatura sentida: 29 ºC. Distância:100 metros	
Código de individuo	Tempo de percurso (minutos)	Velocidade média
#C006	01:06	
#C003	01:37	
#C012	01:40	3,65 km/hora
#C014	01:15	
#C002	01:40	
#C008	02:50	

Tabela 4 - Resultados do ensaio 4

Ensaio 4	Indivíduos com mais de 65 anos, com dificuldades de mobilidade e uso de equipamento de apoio à marcha. Sentido descendente. Temperatura sentida: 29 ºC. Distância:100 metros	
Código de individuo	Tempo de percurso (minutos)	Velocidade média
#C011	01:52	
#C004	03:10	
#C010	02:40	2,47 km/hora
#C002	01:40	
#C009	02:26	
#C011	01:52	

A tabela 5 apresenta os resultados do ensaio 5, onde se testou o tempo e o comportamento dos habitantes da aldeia, desde o ponto de reunião (refúgio) no centro da aldeia até ao abrigo (capela). Neste caso em específico simulou-se a ordem de evacuação dada pelas autoridades competentes e foi contabilizado o tempo desde essa ordem até à chegada ao abrigo.

Tabela 5 - Resultados do ensaio 5

Ensaio 5	Evacuação em Grupo para o Abrigo. Indivíduos com mais de 65 anos. Temperatura sentida: 29 ºC. Distância: 250 metros	
Código de indivíduo	Tempo de percurso (minutos)	Velocidade média
Grupo 1	00:05:02	
Grupo 2	00:06:01	
Grupo 3	00:07:26	2,5 km/hora

Com base nos resultados apresentados verifica-se que as velocidades atingidas são superiores quando se trata de troços descendentes em ambos os grupos, mas é de ressalvar que no caso dos idosos com dificuldade de mobilidade, as velocidades em declives negativos e positivos são muito próximas. Durante os testes, verificou-se que estes mostram muito receio em percorrer percursos a descer por receio de queda, tendo mesmo havido necessidade de apoio de outra pessoa, para percorrer o troço. Já a subir, apesar do esforço físico exigido ser maior, sentem-se mais seguros ao fazer o percurso. Quanto à evacuação em grupo, foi possível apurar que as velocidades diminuem – velocidade média de 2,5 km/h – facto este que poderá ser explicado pelo facto de os idosos com dificuldades de mobilidade esperarem e apoiarem os idosos com mais dificuldades. Esta observação permite antever que, em casos reais, a evacuação até ao abrigo, quando possível, deve ser feita com recurso a viaturas.

4. CONCLUSÕES

Com estes ensaios foi possível apurar que os idosos sem problemas de mobilidade apresentam uma velocidade média de 3,13 km/h em sentido ascendente e 3,65 km/h em sentido descendente. Já os idosos com dificuldade de mobilidade apresentam velocidades médias menores tanto a subir como a descer: 2,24 km/h e 2,47 km/h, respetivamente. Os idosos com dificuldades de mobilidade apresentam velocidades muito próximas para diferentes declives. Durante os testes, verificou-se que estes mostram muito receio em percorrer percursos a descer por receio de queda. Quando inseridos em grupo misto, a velocidade diminui drasticamente pois os idosos autónomos tendem a esperar pelos idosos com dificuldades. Neste estudo não foi possível testar o tempo de saída das pessoas das suas habitações, que empiricamente se apresenta como bastante significativo, dada a relutância cultural que o habitante tem em deixar as suas habitações e os seus bens [10].

REFERÊNCIAS

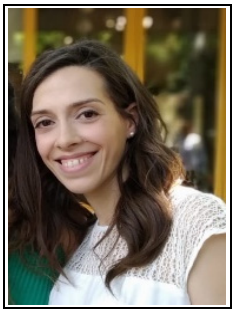
[1] Wang, Y. *at al. Case studies of large outdoor fires involving evacuations*, Emergency Management & Evacuation (EME) Subgroup, Large Outdoor Fires & the Built Environment

(LOF&BE) Working Group of the International Association for Fire Safety Science, 2022 July. Doi: 10.5281/zenodo.6544760
[2] Dapeng L., *A data-driven approach to improving evacuation time estimates during wildfires for communities with part-time residents in the wildland-urban interface*, International Journal of Disaster Risk Reduction, Volume 82, 2022, 103363, ISSN 2212-4209, https://doi.org/10.1016/j.ijdrr.2022.103363.
[3] Wong, D. *at al*, *Review of California Wildfire Evacuations from 2017 to 2019.* UC Office of the President: University of California Institute of Transportation Studie, 2020.
[4] Viegas, D., *Relatório do Incêndio de Tavira/São Brás de Alportel*. Coimbra. Centro de Estudos de Incêndios Florestais – ADAI, 2012.
[5] Comissão Técnica Independente. *Avaliação do Incêndio de Monchique*. 2019.
[6] Kobes M. *at all Building safety and human behaviour in fire: A literature review*, Fire Safety Journal, Volume 45, Issue 1, 2010, Pages 1-11, ISSN 0379-7112, https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2009.08.005.
[7] Dapeng L., A data-driven approach to improving evacuation time estimates during wildfires for communities with part-time residents in the wildland-urban interface, International Journal of Disaster Risk Reduction, Volume 82, 2022, 103363, ISSN 2212-4209, https://doi.org/10.1016/j.ijdrr.2022.103363.
[8] Niu C. at all, *Are wildfire fatalities related to road network characteristics? A preliminary analysis of global wildfire cases,* International Journal of Disaster Risk Reduction, Volume 80, 2022, 103217, ISSN 2212-4209, https://doi.org/10.1016/j.ijdrr.2022.103217.
[9] Tobler, W. *Three presentations on geographical analysis and modeling: Non-isotropic geographic modeling, speculations on the geometry of geography, global spatial analysis*, Technical report (National center for geographic information and analysis). 1993.Vol. 93-1.
[10] Tedim, F. *O futuro dos incêndios rurais em Portugal: Será possível construir uma sociedade resiliente a eventos extremos?* O rural depois do fogo, 2018.

RISCOS PARA A SAÚDE DOS OPERACIONAIS DURANTE O COMBATE A INCÊNDIOS E NECESSIDADES NO APOIO SANITÁRIO EM PORTUGAL



Francisco Coelho*
Mestre, Gestão em Emergência e Socorro, Enfermeiro Especialista EMC, SIV Oliveira de Azeméis, INEM



Ana Freitas
Mestre, Enfermagem Comunitária e Saúde Pública, ACeS Feira / Arouca, ARSN



Carla Pimentel Rodrigues
Doutora, Engenharia Civil, Professor Adjunto, ISCIA

SUMÁRIO
Nas últimas duas décadas, existem registos que provam a ocorrência elevada de feridos e mortes, por acidentes de viação, intoxicações, trauma, eventos cardiovasculares súbitos, stresse térmico, queimados, entre outros, durante os incêndios. No combate a incêndios urbanos, industriais e rurais é expectável existirem incidentes. O presente estudo teve como objetivos identificar a perceção dos gestores de emergência relativamente aos riscos dos operacionais durante o combate a incêndios, caracterizar o apoio sanitário a incêndios em Portugal, recomendar intervenções e ações para que o apoio sanitário, a prevenção de incidentes e a vigilância da saúde dos operacionais sejam foco de maior atenção. Foi realizada pesquisa bibliográfica, aplicado um questionário a gestores de emergências e efetuada uma análise de modo a perceber que necessidades existem no Apoio Sanitário, durante o combate a incêndios, em Portugal.

PALAVRAS-CHAVE: Apoio sanitário; Incêndios; Saúde; Reabilitação; Bombeiros.

1. INTRODUÇÃO

São vários os fatores que exponenciam os riscos para a saúde dos bombeiros durante o combate aos incêndios. A probabilidade de incidentes com necessidade de resposta de equipas de emergência médica em incêndios é influenciada por diversos motivos, dos quais se realçam as condições meteorológicas e a duração do combate a incêndios. Bandeira (2021) e Amaro (2009) referem um deficiente programa de saúde ocupacional nos corpos de bombeiros. *Kahn et al*

*Autor correspondente – INEM, DRN - Ambulância SIV Azeméis, Largo Rizzo Terra, 3720-197 Oliveira de Azeméis, Portugal
E-mail: francisco.coelho@inem.pt

(2017) e a *National Institute for Occupational Safety and Health* (2007) relatam desconhecimento dos bombeiros sobre a importância da hidratação antes, durante e após o esforço físico intenso, o desconhecimento sobre a importância do arrefecimento e alimentação, o não uso de equipamentos de proteção individual respiratório em determinadas fases do combate a incêndios. Ferreira et al. (2014) refere que a maior exposição ao CO é durante o rescaldo. Também os elevados fatores cardiovasculares nos bombeiros, o trabalho prolongado sem descanso e falta de protocolos de segurança são considerados riscos para a saúde dos bombeiros.

Pretendeu-se neste trabalho, contribuir para uma melhor resposta sanitária aos operacionais expostos aos riscos para a saúde durante o combate a incêndios e sensibilizar os gestores de emergência para a implementação organizada de períodos de descanso, recuperação e vigilância da saúde dos bombeiros.

1.1 Objetivo geral
Caracterizar o apoio sanitário a incêndios em Portugal, identificar a perceção dos gestores de emergência relativamente aos riscos dos operacionais durante o combate a incêndios.

1.1.1 Objetivos específicos
Realizar uma avaliação do estado da arte do Apoio Sanitário a Incêndios.
Recomendar intervenções e ações para que o apoio sanitário, a prevenção de incidentes e a vigilância da saúde dos operacionais sejam foco de maior atenção.
Entender que meios e níveis de diferenciação devem ser ativados para os teatros de operações.



Figura 1: Arrefecimento corporal segmentado com imersão de antebraço em água a 15ºc.

Fonte: Singapure Civil Defense Force

Em Portugal, a ativação preventiva de equipas médicas para incêndios está dependente da solicitação do Comandante de Operações de Socorro (COS) ou do Comando Distrital ou Nacional da Autoridade Nacional de Emergência e Proteção Civil (ANEPC). Carece de reflexão, a forma e metodologia de ativação de meios de emergência pré-hospitalar e de Apoio Sanitário Operacional e Recuperação (ASOR), assim como o conhecimento que os agentes de proteção civil e socorro devem deter sobre os riscos para a saúde durante o combate a incêndios e sinais de alerta de incidente.

A criação de equipas ASOR, em articulação com oficial de ligação no Posto de Comando, pode realizar a vigilância do estado da saúde do bombeiro no período de descanso e recuperação através de:

- Técnicas de arrefecimento corporal: segmentado (figura 1), através de imersão de antebraço em água e gelo); multissegmentado (através de imersão do corpo em água com temperatura inferiores a 35ºc; arrefecimento natural (sombra com utilização de ventiladores com nebulização), e ingestão de bebidas frescas;
- Vigilância da saturação periférica de monóxido de carbono (SpCO) e a presença de sinais e sintomas de intoxicação, de forma a detetar intoxicação por monóxido de carbono (CO) e atuar de imediato através da administração de oxigénio por máscara de *Hudson*. TURGUT e YAVUZ (2020), referem que administração de oxigénio através de *Continuous Positive Airway Pressure* (CPAP) diminui o CO de forma mais rápida e eficaz;
- Vigilância de sinais e sintomas de intoxicação por cianetos e administração de *Cyanokit*® (hidroxocobalamina) endovenosa, antídoto para Intoxicação por cianetos (extremamente tóxica);
- Gestão de esforço, tentando cumprir tempos de descanso emanados pela *National Fire Protection Association (NFPA)*;
- Controlo de níveis de hidratação e alimentação.

Esta vigilância é fundamental para evitar situações de rabdomiólise, stresse térmico (golpe de calor), detetar precocemente eventos cardiovasculares, intoxicação por monóxido de carbono e por cianetos, entre outros. Além de mitigar os riscos para a saúde dos bombeiros durante o combate a incêndios, permite recuperar fisicamente o operacional para um melhor desempenho nos trabalhos, e tendo a equipa ASOR capacidade em Suporte Imediato de Vida (SIV) ou Suporte Avançado de Vida (SAV), intervir em caso de incidente grave.

Segundo as boas práticas da *Association Nationale des Infirmiers Sapeurs-Pompiers* (ANISP), as equipas de Apoio Sanitário devem deter equipamento de diagnóstico e monitorização. Através do pulsoCOxímetro, a avaliação da SpCO superior a 10% indica intoxicação e é a partir destes valores que surgem as manifestações clínicas, prevalecendo a avaliação clínica, de forma a administrar oxigénio (antídoto do CO).



Figura 2: Avaliação de SpCO e administração de oxigénio a bombeiro.

Fonte: Association Nationale des Infirmiers Sapeurs-Pompiers

São manifestações clínicas da intoxicação por CO: cefaleias, dispneia, tonturas, vómitos, náuseas, confusão, síncope, taquicardia, convulsão, apneia, coma. O antídoto do CO é o oxigénio, e pode ser administrado por máscara de alto débito, CPAP e se intoxicação grave (SpCO>25% considerar tratamento hiperbárico).

O diagnóstico de intoxicação por cianetos ainda é um desafio para os profissionais de saúde e requer alta suspeita clínica. As manifestações clínicas são a hiperventilação, cefaleia, náuseas, vómitos, palpitações e ansiedade, e mais tardiamente e grave, originam convulsões, e falência cardiovascular. O fármaco de eleição para o tratamento de pacientes com suspeita de intoxicação por cianetos é a hidroxicobalamina. Trata-se de um fármaco com rápido início de ação e com efeitos adversos minor.

Tanto da exposição a altas temperaturas, como do esforço físico excessivo, pode surgir a rabdomiólise. Podem desenvolver-se os seguintes sintomas: arritmias, cãibras, convulsões, irritação, náuseas, vómitos, urina escura e cansaço. É diagnosticada através de pesquisa de creatina quinase. O tratamento passa por repouso, ingestão de líquidos, arrefecimento e fluidoterapia.

Algumas destas manifestações clínicas de diferentes etiologias podem originar outros incidentes, como por exemplo, traumatismos, queimaduras e acidentes de viação.

2. METODOLOGIA

Foi realizado um estudo quantitativo e descritivo, onde foi aplicado um questionário (resposta múltipla e uma questão de resposta livre) para diagnóstico dos conhecimentos dos riscos para a saúde durante o combate a incêndios, e de como são acionados os serviços de emergência médica.

Os critérios de inclusão no estudo foram os seguintes: os inquiridos teriam de pertencer ao quadro de comando de bombeiros em Portugal Continental e elementos da estrutura de comando da ANEPC.

Numa população de 1189 gestores de emergência, obteve-se uma amostra de 152 participantes. A recolha de dados realizou-se entre 10 e 30 de junho de 2021. Foi também realizada revisão bibliográfica sobre os riscos para a saúde dos bombeiros e o sistema de apoio sanitário em Portugal e em países estrangeiros.

3. RESULTADOS

79,6% dos inquiridos já presenciaram incidentes durante o combate a incêndios e em 71,1% já esteve em grandes incêndios sem a presença do Instituo Nacional de Emergência Médica (INEM).

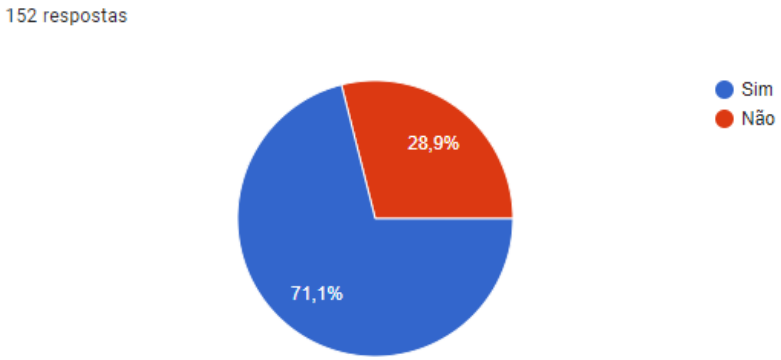


Figura 3:Grandes incêndios sem a presença do INEM nos últimos entre 2015-2020

À questão colocada aos inquiridos "Que sintomas relaciona com a exposição a fumos, temperaturas elevadas ou exercício intenso?", de resposta verdadeiro/falso, quanto aos seguintes sintomas como: cefaleia, dispneia, hipertermia, cãibras, dor torácica, palpitações, alteração do estado de consciência, 1/3 das respostas estavam incorretas. Sobre a necessidade de formação "Riscos para a Saúde do Bombeiro", 87,5% dos participantes consideraram necessária formação nesta temática, concluindo-se que o conhecimento dos gestores para os riscos para a saúde dos bombeiros não é o suficiente e reconhecem a necessidade de formação.

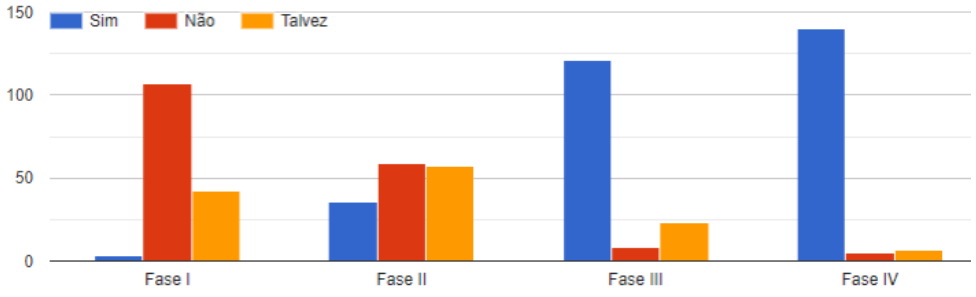


Figura 4: Necessidade de SIV em fases do SGO

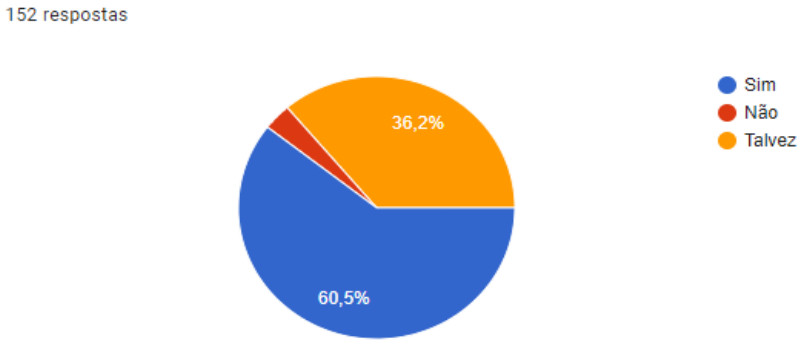


Figura 5: Necessidade de avaliação de operacionais no período de descanso

53,9 % dos inquiridos consideraram que o COS deve ser apoiado por um médico ou enfermeiro com funções na avaliação da condição física e de saúde dos operacionais para melhor gestão de esforço das equipas de combate e realização de "Recuperação" ao bombeiro.

Na questão de resposta livre *"Que sugestão daria para mitigar incidentes durante o combate a incêndios, e para melhorar o apoio sanitário?"*, 18 dos inquiridos mencionaram "Gestão de Esforço e Recuperação" e 16 mencionaram "Articulação ANEPC/INEM, e Ativação de Equipa de Apoio Sanitário".

4. DISCUSSÃO

Após análise dos dados, concluiu-se que os gestores de emergência não dominam os riscos para a saúde dos operacionais, parecendo resultar na não ativação de meios de emergência com enfermeiro ou médico. No entanto, reconhecem a necessidade do enfermeiro ou médico para apoiar na gestão de descanso, recuperação e intervenção.

Apesar da ativação de meios do INEM para um número reduzido de incêndios, em Portugal nenhuma entidade realiza "Recuperação" aos bombeiros durante o combate a incêndios, e assim não se promove a mitigação dos riscos para a saúde dos bombeiros. Singapura, França, Espanha, Austrália e os Estados Unidos da América são alguns dos países onde o Apoio Sanitário é realizado por médicos e enfermeiros-bombeiros, de forma organizada e se realiza reabilitação para maior desempenho dos operacionais.

A extensão das lesões causadas pela intoxicação por CO e cianetos dependente da concentração do mesmo, da duração da exposição e das comorbidades do indivíduo exposto. Os valores de CO e cianetos são mais elevados durante a fase de rescaldo, salvamento e no combate a incêndios rurais. Daí, a equipa de saúde ativada para realizar prevenção a um incêndio deve estar atenta às manifestações clínicas de intoxicação por CO, já que os meios de emergência pré-hospitalar não dispõem do pulsoCOximetro. O médico e/ou, os enfermeiros devem estar também alerta para o risco de stresse térmico.

Apenas 34,9% dos inquiridos considera necessárias equipas EPH durante o rescaldo, e 56,7% dos inquiridos afirmam que a ativação de meios diferenciados do INEM para incêndios com diversos perigos, deve ser realizada pelo CDOS por protocolo e 21,3% responderam "unicamente pelo COS", demonstrando sensibilidade para a presença de equipas de saúde, mas

efetivamente uma grande percentagem de incêndios de grande complexidade não tem preventivamente apoio do INEM. Através do questionário foi possível avaliar a perceção do nível de resposta desejável (SBV, SIV e SAV). Para as fases I e II do Sistema de Gestão Operacional (SGO) devem ser ativados meios de SBV, para a fase III devem ser ativados meios SIV, e meios SAV fase IV. A ativação de equipa SIV com capacidade ASOR deve ser feita na fase III do SGO por protocolo através de centro operacional da ANEPC, ou a pedido do COS pelos riscos identificados.

Pela previsão da ocorrência mais frequente de mega-incêndios ou incêndios com comportamento extremo devem ser tomadas atitudes para proteger quem socorre no caso dos incêndios rurais. No entanto, em incêndios estruturais existem riscos que não podem descorados, nomeadamente em incêndios prolongados ou de grande envergadura e complexidade.

5. CONCLUSÃO

Conclui-se existir desconhecimento, por parte dos gestores de emergência, dos riscos para a saúde dos bombeiros, durante o combate a incêndios florestais e estruturais, e ainda a necessidade de formação destes, sendo então sugerido a realização de formação e sensibilização sobre os riscos para a saúde dos bombeiros.

Foram identificados problemas na ativação das equipas de emergência pré-hospitalar, compreendendo-se que deve existir uma melhor articulação entre o COS e o Centro Distrital de Operações de Socorro (CDOS).

À semelhança de estruturas estrangeiras, com a criação de um Oficial de Saúde é possível uma melhor articulação entre os intervenientes do teatro de operações. Desta forma, é possível obter uma efetiva gestão de esforço dos operacionais e recuperação, assim como intervenção em caso de ocorrência de emergência.

Com a criação de um veículo devidamente equipado (com dispositivos de diagnóstico, arrefecimento, fármacos, entre outros) e equipas ASOR, é sugerido alteração à Diretiva Operacional Nacional (DON) 1 e 2 para ativação destas equipas e equipas SIV e SAV com capacidade ASOR pelo CDOS através do escalamento das fases do SGO, podendo esta equipa ASOR ser suportada por médicos-bombeiros, enfermeiros-bombeiros e tripulantes de ambulância, não interferindo no funcionamento normal do sistema integrado de emergência médica.

Tal como esperado, em Portugal não é realizado reabilitação de bombeiros, pois nenhuma entidade (incluindo o INEM e Bombeiros) detém dispositivos e equipamentos que permitem esta intervenção, e assim não é possível mitigar incidentes.

A bibliografia consultada mostra que é possível rentabilizar os operacionais através do descanso, hidratação, alimentação e arrefecimento. E ainda, que através de avaliação diferenciada por um enfermeiro e/ou médico, é possível triar os elementos que podem continuar os trabalhos com melhor performance física, e os que necessitam de recuperação, diminuindo assim o risco de incidente súbito associado ao combate a incêndios.

Recomenda-se a realização de um projeto de ASOR ao INEM ou à Divisão de Segurança, Saúde e Estatuto Social da ANEPC. Tanto o INEM através do quadro de enfermeiros e técnicos com experiência pessoal como bombeiros, assim como a ANEPC, através de enfermeiros-bombeiros, tripulantes de ambulância e médicos-bombeiros dos CB´s, têm capacidade para melhorar o

Apoio Sanitário e a Reabilitação. Recomenda-se a realização de projeto na Escola Nacional de Bombeiros sobre "Formação sobre Riscos Para a Saúde a Elementos do Quadro de comando e Bombeiros no Ingresso da Carreira", assim como a criação de uma base de dados, pois muitas ocorrências em TO de incêndio são classificadas como Doença Súbita.

AGRADECIMENTOS

Gratos à Autoridade Nacional de Emergência e Proteção Civil e à Liga dos Bombeiros Portugueses pela colaboração na divulgação do questionário utilizado neste estudo.

REFERÊNCIAS

[1] Amaro, A. D. (2009). O socorro em Portugal. Organização, formação e cultura de segurança nos corpos de bombeiros, no quadro da Protecção Civil. Dissertação para à obtenção do grau de Doutor em Geografia Humana. Faculdade de Letras, Universidade do Porto.
[2] ANISP. (2014). Guide Bonne Pratique – Soutien sanitaire opérationnel au sein des SDIS. Association Nationale des Infirmiers Sapeurs-Pompiers.
[3] Bandeira, R., Leão R., Gandra, S., Reis, A., Gandra R. (2009.). Riscos de fumos de incêndio: atualidade e controvérsias nas intoxicações. Obtido de http://hdl.handle.net/10316.2/36164
[4] Bandeira, P. (2021). Saúde Ocupacional do Bombeiros Voluntários no Distrito de Aveiro: Um estudo de caso. Dissertação de Mestrado em Gestão de Emergência e Socorro do ISCIA.
[5] Coelho, Francisco (2021). Riscos para a Saúde dos Operacionais Durante o Combate a Incêndios e Necessidades no Apoio Sanitário em Portugal. Dissertação apresentada para obtenção de grau de Mestre em Gestão de Emergência e Socorro.
[6] Ferreira, A. (2014). "Avaliação das alterações respiratórias induzidas por exposições ocupacionais através de metodologia não invasiva". Tese de Doutoramento em Ciências da Saúde. Faculdade de Medicina da Univercidade de Coimbra.
[7] Kahn, S., Palmieiri, T., Sen, S., Woods, J., Gunter, O.. (2017). Factores Implicated in Safety-related Firefighters Fatalities. Obtido de pubmed.ncbi.nim.nih.gov/27606562/
[8] Kasim Turgut, Erdal Yavuz (2020). Comparison of non-invasive CPAP with mask use in carbonmonoxide poisoning. American Jounal of Emergency Medicine 38 (2020)1454-1457.
[9] NFPA (2015). Norma 1584 NFPA Standard on the Rehabilitation Process for Members During Emergency Operations. Batterymarch Park, Quincy, MA 02169-7471, USA: NFPA.
[10] NIOSH (2007)., Prevenção de mortes entre bombeiros por ataques cardíacos e outros eventos cardiovasculares agudos.
Obtido de https://www.cdc.gov/spanish/niosh/docs/2007- 133_sp/default.html.

CONTRIBUIÇÃO DO COMBATE AOS INCÊNDIOS URBANOS PARA A EXPOSIÇÃO OCUPACIONAL COMO BOMBEIRO

Joana Teixeira	Cristina Delerue-Matos	Marta Oliveira *
MSc	PhD	PhD
REQUIMTE/LAQV-	REQUIMTE/LAQV-	REQUIMTE/LAQV-
Instituto Superior de	Instituto Superior de	Instituto Superior de
Engenharia, Instituto	Engenharia, Instituto	Engenharia, Instituto
Politécnico do Porto	Politécnico do Porto	Politécnico do Porto
Porto, Portugal	Porto, Portugal	Porto, Portugal

SUMÁRIO
A atividade ocupacional como bombeiro foi recentemente classificada como carcinogénica para o Homem, com evidência suficiente para o desenvolvimento de mesotelioma e cancro da bexiga. O combate ao fogo urbano é uma atividade complexa e inclui uma variedade de riscos, dos quais se destacam os riscos químicos. Este trabalho identifica os principais poluentes libertados durantes os incêndios urbanos tendo por base a revisão recentemente realizada pela Agência Internacional de Investigação para o Cancro. Está demonstrada a exposição dos bombeiros, por inalação e por contacto dérmico, a poluentes como a matéria particulada, os asbestos, os compostos orgânicos voláteis incluindo o benzeno, tolueno, etilbenzeno, xileno e os hidrocarbonetos aromáticos policíclicos, as substâncias perfluoroalquílicas, os metais e metaloides e o monóxido de carbono. Após a atividade de combate aos incêndios urbanos, os bombeiros apresentam níveis predominantemente superiores destes compostos no ar respirável e na pele e/ou seus principais metabolitos na saliva, urina e sangue. É importante transmitir o conhecimento científico às várias forças operacionais que realizam o combate aos incêndios urbanos para que possam promover medidas que contribuam para melhorar a sua segurança e saúde no trabalho.

PALAVRAS-CHAVE: Exposição ocupacional; Incêndios urbanos; Poluentes dos incêndios; Riscos para a Saúde

1. INTRODUÇÃO

O trabalho de um bombeiro (voluntário ou profissional) é complexa e envolve um incontável número de riscos com natureza diversa, químicos, físicos, biológicos e psicossociais, resultantes das muitas atividades que o bombeiro pode realizar: combate aos incêndios (florestal, urbano, industrial), operações de salvamento e resgate, emergência pré-hospitalar, contenção de matérias perigosas, colapso de infraestruturas, operações de socorro à população e a animais, entre outras. A ocupação de combate a incêndios envolve várias funções e responsabilidades,

* Autor correspondente – Marta Oliveira – REQUIMTE/LAQV, Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto, Rua Dr. António Bernardino de Almeida 431, 4249-015 Porto; email: marta.oliveira@graq.isep.ipp.pt; https://laqv.requimte.pt/people/664-marta_oliveira_m_oliveira

requisitos de treino e de procedimentos, e essas diferenças podem afetar a magnitude e composição das exposições ocupacionais vividas pelos bombeiros no combate aos incêndios.

Os riscos químicos estão em grande parte relacionados com a exposição do bombeiro por inalação, contato dérmico e ingestão aos vários poluentes libertados durante os incêndios e contribuem a longo prazo para agravar a condição de saúde destes operacionais [1]. Os bombeiros estão expostos à radiação e a diversos produtos de combustão libertados durante os incêndios, incluindo a matéria particulada, asbestos, monóxido de carbono (CO), vários compostos orgânicos voláteis (VOCs), substâncias perfluoroalquílicas (PFAS), metais e metaloides, entre outros [1]. Durante a atividade de combate aos incêndios, o bombeiro usa equipamento de proteção individual (EPI) adequado e ajustado ao tipo de fogo, i.e., incêndio florestal versus urbano. Além do EPI, no combate aos incêndios urbanos, os bombeiros usam o sistema ARICA – Aparelho Respiratório Isolante de Circuito Aberto que lhes confere a proteção das vias respiratórias. No entanto apesar do uso do EPI completo, a literatura existente demonstra a presença de diferentes (bio)marcadores de exposição dos principais poluentes presentes nas emissões dos fogos nos tecidos e/ou fluidos biológicos (pele, urina, sangue, ar exalado) dos bombeiros [2-6].

Em junho de 2022, um grupo de trabalho formado por 25 cientistas oriundos de 8 países reuniram-se na Agência Internacional de Investigação para o Cancro (IARC) para proceder à avaliação da atividade ocupacional como bombeiro. O grupo de trabalho levou a cabo uma extensa revisão da literatura científica existente sobre o tópico e no final dos trabalhos foi declarado pela referida agência a carcinogenicidade (Grupo 1) da atividade ocupacional como bombeiro [1]. A literatura existente caracteriza principalmente bombeiros da América do Norte, Austrália, Ásia e Europa. A classificação atribuída foi suportada pela existência de evidência científica suficiente com relação causal entre a exposição ocupacional como bombeiro e o desenvolvimento de mesotelioma, um cancro raro do sistema respiratório, e o cancro da bexiga [1].

Várias associações positivas foram consistentemente observadas para a incidência de cancro da bexiga entre bombeiros relativamente à população geral. A exposição dos bombeiros a conhecidos e/ou suspeitos carcinogéneos da bexiga (os PAHs e a fuligem) foram consideradas agentes causais plausíveis para suportar a evidência encontrada nos estudos disponíveis para a associação da exposição do bombeiro com o cancro de bexiga. Foi ainda reunida informação limitada para o desenvolvimento de cancro do cólon, próstata e dos testículos bem como melanoma e linfoma não Hodgkin em bombeiros [1]. Está demonstrado que a exposição ocupacional como bombeiro apresenta as seguintes características-chave de carcinogenicidade em bombeiros expostos: é genotóxico, induz alterações epigenéticas, stress oxidativo e inflamação crónica, e modula os efeitos mediados por recetores [1].

Este trabalho visa identificar e descrever os principais riscos químicos associados à atividade de combate aos incêndios urbanos e possível contribuição para as implicações descritas na saúde dos bombeiros.

2. MÉTODO

Foi realizada uma pesquisa na literatura recente sobre a exposição ocupacional dos bombeiros a riscos químicos em diferentes recursos literários, ISI Web of Science, Science Direct, Scopus, e PubMed. A combinação dos seguintes termos foi usada: exposição ocupacional, riscos químicos, bombeiros, riscos para a saúde. Apenas os poluentes mais caracterizados foram selecionados: matéria particulada, asbestos, COVs incluindo o benzeno, tolueno, etilbenzeno, xileno e PAHs, PFAS, metais e metaloides, substâncias perfluoroalquílicas e monóxido de carbono. O impacto que o esforço físico, stress térmico e desidratação podem ter na exposição do bombeiro durante o combate aos incêndios também foi considerada.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

O esforço físico dos bombeiros e o stress térmico durante o combate aos incêndios urbanos acabam por ter implicações na exposição ocupacional destes operacionais com implicações diretas na sua condição de saúde [7-9]. Em alguns cenários de combate aos incêndios, os bombeiros estão ainda expostos à radiação ultravioleta do sol, no entanto a informação existente é escassa. O EPI do bombeiro foi concebido para proteger os bombeiros das altas temperaturas a que estão expostos durante o combate ao incêndio urbano. No entanto o EPI também retém a energia térmica metabólica produzida pelo bombeiro durante a atividade. Em conjunto, estes fatores contribuem para o aumento da temperatura corporal e a desidratação do bombeiro, podendo contribuir para causar dano no sistema nervoso simpático e agravar a condição cardiovascular do individuo [9-11]. Por outro lado, alguns autores sugerem que o aumento da temperatura corporal e da pele do bombeiro promove uma maior absorção dérmica dos poluentes libertados durante os incêndios e em simultâneo, a desidratação contribui para concentrar os poluentes recentemente assimilados pelo organismo e deste modo sobrecarregar a função renal.

Durante o combate aos incêndios urbanos, os bombeiros estão ainda expostos a diferentes poluentes que resultam do processo de combustão. A matéria particulada consiste numa mistura complexa de partículas sólidas ou sólidas/líquidas que se encontram suspensas no ar e variam em tamanho, forma e origem e possuem à sua superfície (absorvidos/adsorvidos) outros compostos químicos (metais e metaloides, PAHs, entre outros). As partículas são geralmente classificadas de acordo com seu diâmetro aerodinâmico em partículas grossas maiores que 2,5 μm de diâmetro aerodinâmico, partículas finas menores que 2,5 μm (PM2,5) e partículas ultrafinas (menores que 0,1 μm). A matéria particulada fina e ultrafina consegue penetrar no sistema respiratório e atingir as zonas mais vulneráveis (brônquios e alvéolos pulmonares) e atravessar a parede epitelial, atingindo a corrente sanguínea pulmonar [12-13]. A informação presente na literatura evidencia a presença de concentrações aumentadas de matéria particulada total e inalável durante o combate a incêndios estruturais em comparação com os incêndios florestais, fogos controlados e outros tipos de fogo [14-18]. A exposição dos bombeiros a matéria particulada potência o desenvolvimento/agravamento de doenças do sistema respiratório (asma, rinite, sinusite, alergias respiratórias, fibrose cística, doença pulmonar obstrutiva e cancro) e cardiovascular (taquicardia, infarto agudo do miocárdio, insuficiência cardíaca congestiva e isquemia cardíaca) [3,19].

Os asbestos, também conhecidos por amianto (agente cancerígeno; Grupo 1), são um grupo de fibras minerais naturais (crisolita, amosita, crocidolita, tremolita, antofilita, actinolita e/ou seus derivados) resistentes ao calor e à corrosão que tem sido amplamente utilizado pelas suas propriedades isolantes em diversos produtos comerciais incluindo no isolamento de tubulações, ladrilhos, materiais de construção (placas de fibrocimento), na indústria automóvel e na reparação naval. Aquando da intervenção por derrocada ou incêndio em estruturas que contenham materiais com asbestos, os bombeiros estão expostos a este risco químico [1].

Os asbestos têm sido encontrados no ar e nas superfícies associados ao combate aos incêndios, materiais dos telhados e nos EPIs dos bombeiros [20-22]. A exposição a fibras de amianto ocorre por inalação e promove a formação de asbestose, a formação de um tecido cicatricial no pulmão, que causa a perda da função pulmonar e evolui para incapacidade respiratória e posterior morte do indivíduo. Diversos estudos epidemiológicos têm comprovado que os asbestos causam mesotelioma, um tumor maligno na membrana que reveste a cavidade do pulmão, em humanos [1]. Um total de sete estudos epidemiológicos avaliaram a incidência de mesotelioma em bombeiros e foram considerados elegíveis para a metanálise realizada pelo grupo de trabalho da IARC. A combinação destes estudos, estimou um risco acrescido de 58% para o mesotelioma em bombeiros quando comparado com a população geral [1]. A exposição a asbestos durante o combate ao incêndio foi identificada como um possível agente causal, não tendo sido identificada a fonte de exposição a este agente.

Os compostos orgânicos voláteis (COVs) são caracterizados por possuírem uma alta pressão de vapor sob condições normais e por esse motivo volatilizam facilmente em contato com o ar, passando ao estado gasoso. Os COVs incluem uma grande variedade de substâncias tais como aldeídos, cetonas, hidrocarbonetos aromáticos monocíclicos como o benzeno, tolueno, etilbenzeno e xileno e os PAHs. Os PAHs são um grande grupo de COVs que possuem dois ou mais anéis aromáticos na sua estrutura química e que se formam durante a combustão da matéria orgânica. Os COvs têm origem em processos industriais que utilizem combustão e nos transportes. De um modo geral, os COVs estão presentes em diversos tipos de materiais sintéticos e naturais como solventes, tintas, colas, combustíveis, móveis, repelentes, produtos de limpeza, produtos cosméticos, pesticidas, roupas limpas a seco, entre outros. Durante um incêndio urbano a formação de gases contendo COVs pode ser muito intensa, e mesmo com o uso do sistema ARICA, a exposição dos bombeiros pode ocorrer em diferentes momentos, incluindo aquando da remoção do sistema respiratório, regresso à corporação e remoção do EPI. O benzeno, tolueno, etilbenzeno, xileno e os PAHs são os COVs mais caracterizados nos cenários de combate ao fogo urbano [1]. O benzeno (agente carcinogénico) está presente no petróleo e seus derivados e é muito utilizado como solvente na indústria (química, farmacêutica, detergentes, borrachas, etc.). Alguns estudos demonstram a exposição dos bombeiros a benzeno, tolueno, etilbenzeno e xileno durante o combate aos incêndios, com a descrição de níveis aumentados destes compostos e/ou os seus principais metabolitos no ar exalado, urina e sangue após exposição aos incêndios [23-28]. No que respeita à exposição dos bombeiros a PAHs, vários estudos demonstram a sua presença na fase gasosa e/ou matéria particulada libertada durante os incêndios e em ambiente de quartel [19,29-30]. O aumento das concentrações de PAHs e seus metabolitos também tem sido reportada na urina, saliva e sangue dos bombeiros após a participação ativa no combate aos incêndios [31-34]. A exposição ao benzeno induz stress oxidativo, interfere com os mecanismos biológicos de reparação da

molécula de ADN, induz instabilidade genómica e promove o dano oxidativo do ADN [35-36]. A exposição ao benzeno e etilbenzeno está associada com o aumento do risco de leucemia e mieloma [x]. Por sua vez a exposição ao tolueno e xileno pode induzir efeitos reprodutivos. Alguns PAHs são disruptores endócrinos e apresentam propriedades tóxicas, mutagénicas e carcinogénicas.

As substâncias perfluoroalquílicas, comumente conhecidos por PFAS, são uma classe de compostos químicos sintéticos amplamente conhecidos como sendo muito persistentes e bioacumulativos. Os PFAS são muito utilizados em diversos produtos comerciais (impermeabilizantes para tecidos e couros, inseticidas, espuma de extintores de incêndio, verniz, ceras para o pavimento, detergentes, revestimento antiaderente dos utensílios de cozinha, etc.) e em processos industriais (têxteis, produtos domésticos, combate a incêndios, indústria automóvel, processamento de alimentos, construção, eletrónica, entre outras). Os bombeiros usam a espuma aquosa formadora de filme (AFFF) para extinguir diversos incêndios (Classe B) decorrentes de produtos petrolíferos ou líquidos ou gases inflamáveis (óleo, gasolina, combustível de aviação entre outros combustíveis). Até ao momento, vários estudos reportaram níveis elevados de alguns PFAS no sangue de bombeiros comparativamente à população geral [37-40]. Inclusivamente alguns países (Austrália) já iniciaram a substituição da composição da espuma aquosa usada pelos bombeiros no combate ao fogo, com demonstrada redução da exposição dos bombeiros a PFAS [41-42].

A exposição ocupacional dos bombeiros a metais e metaloides ocorre maioritariamente durante a atividade de combate a incêndios urbanos (residenciais/industriais) e, em menor extensão, através do EPI contaminado com as emissões de gases e partículas desses eventos. No decorrer de um incêndio, a exposição ao arsénio (agente carcinogénico) pode ocorrer na queima materiais com madeiras, em particular as que possuem um tratamento preservativo (arseniato de cobre cromatado). A queima de materiais contendo ligas, plásticos, retardadores de chama, baterias, pigmentos, soldas entre outros irão potenciar a exposição ao cádmio (agente carcinogénico), chumbo e ao antimónio, ambos classificados como agentes provavelmente carcinogénicos. Por sua vez, a queima de materiais com componentes elétricos, eletrônicos e automotivos irá potenciar a exposição ao mercúrio orgânico (possível carcinogénico) [3]. Alguns estudos reportaram níveis superiores destes metais e metaloides na urina e no sangue de bombeiros após participarem ativamente no combate a incêndios [38,43-45].

O CO é um gás incolor e inodoro que se forma durante uma qualquer combustão incompleta. O CO atua como uma neurotoxina, um agente vasodilatador, neurotransmissor e inibidor do complexo P450, e um inibidor da cadeia respiratória mitocondrial, com importantes implicações na capacidade respiratória do individuo. Vários estudos descrevem a exposição dos bombeiros ao CO em diferentes cenários de incêndio, em particular nos incêndios residenciais e industriais, reportando níveis elevados de CO no ar respirável e de carboxiemoglobina no sangue destes operacionais [16,46-48]. Os sintomas mais comuns de envenenamento por CO são dor de cabeça, tontura, fraqueza, dor de estômago, vômito, dor no peito e confusão. A exposição prolongada provoca inconsciência do individuo ou mesmo a morte.

A exposição dos bombeiros durante o combate a incêndios inclui outros riscos químicos como diferentes grupos de dioxinas (dibenzo-p-dioxinas policloradas, dibenzofuranos policlorados),

bifenilos policlorados, ftalatos, éteres difenílicos polibromados, ésteres organofosforados entre outros [3]. No entanto a informação existente para estes compostos ainda é limitada. A exposição simultânea a estes riscos químicos é agressiva e pode contribuir para o desenvolvimento de doença ao longo da carreira do bombeiro.

4. CONCLUSÃO

A exposição ocupacional como bombeiro promove o desenvolvimento de várias patologias incluindo cancro. A literatura existente demonstra que a exposição durante o combate aos incêndios urbanos, apesar do uso de EPI completo, expõe os operacionais a diferentes riscos químicos: asbestos, COVs incluindo PAHs, PFAS, metais e metaloides e CO. A exposição dos bombeiros prevê-se ser prolongada ao longo da carreira do operacional. Nesse sentido é urgente informar os bombeiros sobre os riscos químicos a que estão expostos para que possam tomar conhecimento e melhorar as medidas preventivas já existentes por forma a reduzir a sua exposição e assim contribuir para promover a segurança e a proteção da sua saúde.

FINANCIAMENTO

Este trabalho é financiado pelo Projeto PCIF/SSO/0090/2019 pela Fundação para a Ciência e Tecnologia, Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior (FCT-MCTES), através de fundos nacionais.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho recebeu suporte de UIDB/50006/2020, UIDP/50006/2020, LA/P/0008/2020, PCIF/SSO/0017/2018 e 2022.05381.PTDC pela FCT-MCTES. M. Oliveira agradece ao Contrato de Programa Individual CEECIND/03666/2017 financiado pela FCT-MCES.

REFERÊNCIAS

[1] Demers, P.; DeMarini, D., Fent, K., et al. – Carcinogenicity of occupational exposure as a firefighter, The Lancet Oncology, 2022, 23 (8), p.985-986.
[2] Barros, B.; Oliveira, M., Morais, S. – Biomonitoring of firefighting forces: a review on biomarkers of exposure to health-relevant pollutants released from fires, Journal of Toxicology and Environmental Health, B, 2023. https://doi.org/10.1080/10937404.2023.2172119
[3] Barros, B.; Oliveira, M., Morais, S. - Firefighters' occupational exposure: contribution from biomarkers of effect to assess health risks. Environment International, 156 (2021) p. 106704.
[4] Sousa, G.; Teixeira, J., Delerue-Matos, C. et al. – Exposure to PAHs during Firefighting Activities: A Review on Skin Levels, In Vitro/In Vivo Bioavailability, and Health Risks, Int. J. Environ. Res. Public Health, 2022, 19(19), p.12677.

[5] Oliveira, M.; Slezakova, K., Magalhães, C.P., et al. – Individual and cumulative impacts of fire emissions and tobacco consumption on wildland firefighters' total exposure to polycyclic aromatic hydrocarbons, Journal of Hazardous Materials, 2017, 334, p.10-20.
[6] Oliveira, M.; Costa, S., Vaz, J. et al. - Firefighters' exposure to fire emissions: Impact on levels of biomarkers of exposure to polycyclic aromatic hydrocarbons and genotoxic/oxidative-effects, Journal of Hazardous Materials, 2020, 83, p. 121179.
[7] Cheung, S.S.; Petersen, S.R., McLellan, T.M. – Physiological strain and countermeasures with firefighting. Scand J Med Sci Sports, 2010, 20(Suppl 3) Suppl 3:103–16.
[8] Bourlai, T.; Pryor, R.R., Suyama, J. et al. – Use of thermal imagery for estimation of core 317 body temperature during precooling, exertion, and recovery in wildland firefighter protective clothing. Prehosp Emerg Care, 2012, 16(3), p.390–9.
[9] Horn, G.P.; Kesler, R.M., Kerber, S. et al. – Thermal response to firefighting activities in residential structure fires: impact of job assignment and suppression tactic. Ergonomics, 2018, 61(3), p.404–19.
[10] Smith, D.L.; Haller, J.M., Hultquist, E.M. et al. – Effect of clothing layers in combination with fire fighting personal protective clothing on physiological and perceptual responses to intermittent work and on materials performance test results. J Occup Environ Hyg., 2013, 10(5), p. 259–69.
[11] Ghiyasi, S.; Nabizadeh, H., Jazari, M.D. et al. – The effect of personal protective equipment on thermal stress: An experimental study on firefighters. Work, 2020, 67(1), p.141–7. 389.
[12] Maynard, R.L. – The effects on health of ambient particles: Time for an agonizing reappraisal? Cell Biol. Toxicol., 2015, 31, p.131–47.
[13] Sidwell, A.; Smith, S.C., Roper, C. – A comparison of fine particulate matter (PM 2.5) in vivo exposure studies incorporating chemical analysis, J. Toxicol. Environ. Health B, 2022, 25, p. 422–44.
[14] Sjöström, M.; Julander, A., Strandberg, B. et al. – Airborne and Dermal Exposure to 386 Polycyclic Aromatic Hydrocarbons, Volatile Organic Compounds, and Particles among Firefighters and Police Investigators. Ann Work Expo Health., 2019, 63(5), p.533–45.
[15] Jankovic, J.; Jones, W., Burkhart, J. et al. – Environmental study of firefighters. Ann Occup. Hyg. 1991, 35(6), p. 581–602.
[16] Burgess, J.L.; Crutchfield, C.D. – Tucson Fire Fighter Exposure to Products of Combustion: A Risk Assessment. Appl Occup Environ Hyg., 1995, 10(1), p.37–42.
[17] Fent, K.W.; Evans, D.E., Babik, K. et al. – Airborne contaminants during controlled residential fires. J Occup Environ Hyg., 2018, 15(5), p. 399–412.
[18] Baxter, C.S.; Hoffman, J.D., Knipp, M.J. et al. – Exposure of firefighters to particulates and polycyclic aromatic hydrocarbons. J Occup Environ Hyg., 2014, 11(7), p. D85–91.
[19] Oliveira, M.; Slezakova, K., Delerue-Matos, C. et al. - Firefighter's occupational exposure: Review on air pollutant levels and potential health effects. In: B. R. Gurjar, P. Kumar, and J N Govil (Eds) Multi. Vol set on Environmental Science and Engineering Vol. 3: Air and Noise Pollution, Studium Press LLC, Houston, USA, p. 63-91.
[20] Bolstad-Johnson, D.M.; Burgess, J.L., Crutchfield, C.D. et al. – Characterization of firefighter exposures during fire overhaul. AIHAJ, 2000, 61(5), p.636–41.
[21] Bridgman, S. Community health risk assessment after a fire with asbestos containing fallout. J. Epidemiol. Community Health, 2001, 55(12), p. 921–7.
[22] Hwang, J.; Taylor, R., Cann, C., et al. – Evaluation of Accumulated Polycyclic Aromatic Hydrocarbons and Asbestiform Fibers on Firefighter Vehicles: Pilot Study. Fire Technol., 2019, 55(6), p. 2195–213.

[23] Allonneau, A.; Mercier, S., Menguy-Fleuriot, A. et al. - Étude de l'exposition aux fumées d'incendie des sapeurs-pompiers affectés en structure de feu contrôlé. Arch. Des Maladies Professionnelles et de l'Environ., 2019, 80(4), p.257–72.
[24] Rosting, C.; Olsen. R. – Biomonitoring of the benzene metabolite S-phenylmercapturic acid and the toluene metabolite S-benzylmercapturic acid in urine from firefighters. Toxicol. Lett., 2020, 329, p.20–25.
[25] Kim, H.S.; Jeong, K.S., Ahn, Y.S. et al. - Biological monitoring for exposure assessment of volatile organic compounds by Korean firefighters at the fire site. Ind. Health, 2021, 60 (5), p. 475–84.
[26] Fent, K.W.; Mayer, A.C., Toennis, C.D. et al. - Firefighters' urinary concentrations of VOC metabolites after controlled-residential and training fire responses. Int. J. Hyg. Environ. Health, 2022, 242, p.113969.
[27] Mayer, A.C.; Fent, K.W., Wilkinson, A. et al. – Characterizing exposure to benzene, toluene, and naphthalene in firefighters wearing different types of new or laundered PPE. Int. J. Hyg. Environ. Health, 2022, 240, p. 113.
[28] Geer Wallace, M.A.; Pleil, J.D., Oliver, K.D. et al. - Non-targeted GC/MS analysis of exhaled breath samples: Exploring human biomarkers of exogenous exposure and endogenous response from professional firefighting activity. J. Toxicol. Environ. Health A, 2019, 82(4), p. 244–60.
[29] Oliveira, M.; Slezakova, K., Alves, M.J. et al. – Polycyclic aromatic hydrocarbons at fire stations: Firefighters' exposure monitoring and biomonitoring, and assessment of the contribution to total internal dose, J. Hazard. Mat. 2017, 323, p.184-194.
[30] Oliveira, M.; Slezakova, K., Fernandes, A. et al. – Occupational exposure of firefighters to polycyclic aromatic hydrocarbons in non-fire work environments, Science of the Total Environment, 2017, 592, p. 277-287.
[31] Cherry, N.Y.; Aklilu, A., Beach, J. et al. – Urinary 1-hydroxypyrene and skin contamination in firefighters deployed to the fort McMurray fire. Ann. Work Exposures Health, 2019, 63 (4), p.448–58.
[32] Hoppe-Jones, C.; Griffin, S.C., Gulotta, J.J. et al. – Evaluation of fireground exposures using urinary PAH metabolites. J. Exposure Sci. Environ. Epidemiol, 2021, 31(5), p.913–22.
[33] Keir, J.L.; Akhtar, A.U.S., Matschke, D.M.J. et al. – Elevated exposures to polycyclic aromatic hydrocarbons and other organic mutagens in Ottawa firefighters participating in emergency, on-shift fire suppression. Environ. Sci. Technol, 2017, 51(21), p.12745–55.
[34] Santos, P.M.; Del Nogal Sánchez, M., Pérez Pavón, J.L. et al. - Liquid-liquid extraction-programmed temperature vaporizer-gas chromatography-mass spectrometry for the determination of polycyclic aromatic hydrocarbons in saliva samples. Application to the occupational exposure of firefighters. Talanta, 2019, 192, p.69–78.
[35] IARC. Some non-heterocyclic polycyclic aromatic hydrocarbons and some related exposures. IARC Monographs on the Evaluation of Carcinogenic Risks to Humans, 2010, PMID:21141735, Lion, France, World Health Organization.
[36] IARC. Painting, firefighting, and shiftwork. IARC monographs on the evaluation of carcinogenic risks to humans, 2010, 98, Lion, France, World Health Organization.
[37] Rotander, A.; Toms, L.M.L., Aylward, L. et al. – Elevated levels of PFOS and PFHxS in firefighters exposed to aqueous film forming foam (AFFF). Environ. Int., 2015, 82, p.28–34.
[38] Dobraca, D.; Israel, L., McNeel, S. et al. – Biomonitoring in California firefighters: Metals and perfluorinated chemicals. J. Occup. Environ. Med, 2015, 57(1), p. 88–9.

[39] Barton, K.E.; Starling, A.P., Higgins, C.P. et al. Sociodemographic and behavioral determinants of serum concentrations of per- and polyfluoroalkyl substances in a community highly exposed to aqueous film-forming foam contaminants in drinking water. Int. J. Hyg. Environ. Health, 2020, 223(1), p. 256– 66.
[40] Trowbridge, J.; Gerona, R., McMaster, M. et al. Organophosphate and organohalogen flame-retardant exposure and thyroid hormone disruption in a crosssectional study of female firefighters and office workers from San Francisco. Environ. Sci. Technol, 2022, 56, p.440–50.
[41] Nilsson, S.; Smurthwaite, K., Aylward, L.L. et al. – Associations between serum perfluoroalkyl acid (PFAA) concentrations and health related biomarkers in firefighters. Environmental Research, 2022, 215(Pt 3), p.114370.
[42] Nilsson, S.; Smurthwaite, K., Aylward, L.L. et al. – Serum concentration trends and apparent half-lives of per- and polyfluoroalkyl substances (PFAS) in Australian firefighters. International Journal of Hygiene and Environmental Health, 2020, 246, 114040.
[43] Gündüzöz, M.; İritaş, S.B., Tutkun, L. et al. – A new potential biomarker in early diagnosis of firefighter lung function impairment: Dynamic thiol/disulphide homeostasis. Cent. Eur. J. Public Health, 2018, 26(3), p.190– 94.
[44] Ye, B.J.; Kim, B.G., Jeon, M.J. et al. – Evaluation of mercury exposure level, clinical diagnosis and treatment for mercury intoxication. Ann. Occup. Environ. Med., 2016, 28, p.5.
[45] Chen, A.Y.Y.; Olsen. T. – Chromated copper arsenate–treated wood: A potential source of arsenic exposure and toxicity in dermatology. Int. J. Women's Dermatol. 2016, 2(1), p. 28-30.
[46] Alharbi, B.H.; Pasha, M.J., Al-Shamsi, M.A.S. – Firefighter exposures to organic and inorganic gas 234 emissions in emergency residential and industrial fires. Sci. Total Environ. 2021, 770, p.145332. 235.
[47] Kales, S.N.; Pentiuc, F., Christiani, D.C. – Pseudo elevation of carboxyhemoglobin levels in firefighters. J. Occup. Med. 1994, 36(7), p.752–6.
[48] Lowry, W.T.; Juarez, L., Petty, C.S. et a. – Studies of toxic gas production during actual structural 326 fires in the Dallas area. J Forensic Sci. 1985, 30(1), p.59–72.

NÍVEIS DE PARTÍCULAS RESPIRÁVEIS LIBERTADOS DURANTE FOGOS CONTROLADOS URBANOS

Joana Teixeira
MSc
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

Francisca Rodrigues
PhD
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

Alice Santos-Silva
PhD
UCIBIO/REQUIMTE-Laboratório de Bioquímica, Faculdade de Farmácia, Universidade do Porto,
Porto, Portugal

Cristina Delerue-Matos
PhD
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

Marta Oliveira [*]
PhD
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

SUMÁRIO
A matéria particulada (MP) respirável emitida durante os incêndios urbanos pode potenciar e/ou agravar o desenvolvimento de doenças respiratórias (*e.g.*, alergias e asma) e cardiovasculares (*e.g.*, doença cardíaca sistémica e ataque cardíaco) e cancro [1, 2]. A exposição a MP contribui para as elevadas taxas de morbidade e mortalidade registadas entre os bombeiros [3, 4]. Neste trabalho, 7 frações de MP fina ($MP_{2,5}$ a $MP_{0,16}$ µm) foram recolhidas durante 3 eventos de fogo controlado urbano realizados no distrito do Porto (Norte de Portugal) com amostragem realizada recorrendo a um impactador de baixa pressão colocado no interior do edifício. Os níveis cumulativos de MP (0,507 a 293,09 mg/m^3) excederam o limite ocupacional definido pela Organização Norte Americana para a Segurança e Saúde Ocupacional (OSHA) para MP respirável (5,00 mg/m^3). O uso do equipamento de proteção individual adequado, incluindo o Aparelho Respiratório Isolante de Circuito Aberto (ARICA) durante todas as fases de um incêndio urbano é determinante na proteção dos bombeiros à MP respirável.

PALAVRAS-CHAVE: Incêndios; Matéria particulada; Exposição humana; Bombeiros; Partículas respiráveis.

[*] Autor correspondente – Marta Oliveira – REQUIMTE/LAQV, Instituto Superior de Engenhariao, Instituto Politécnico do Porto, Rua Dr. António Bernardino de Almeida 431, 4249-015 Porto; email: marta.oliveira@graq.isep.ipp.pt; https://laqv.requimte.pt/people/664-marta_oliveira_m_oliveira

1. INTRODUÇÃO

Durante os incêndios são emitidos diversos compostos (*e.g.,* matéria particulada, monóxido de carbono e vários compostos orgânicos voláteis) que podem ter impactos negativos para a saúde dos indivíduos expostos, os bombeiros, bem como na qualidade do ar ambiente envolvente [5-8]. A matéria particulada (MP) é um dos principais contribuintes para a poluição atmosférica e consiste numa mistura heterogénea de partículas sólidas e gotículas suspensas no ar e que pode ser classificada de acordo com o seu diâmetro aerodinâmico em grosseira (MP > 2.5 µm), fina (MP ≤ 2.5 µm), e ultrafina (MP ≤ 0.1 µm) [9-11]. Além do impacto negativo no ambiente, a MP representa um risco acrescido para a saúde humana, pois contribui para o desenvolvimento/agravamento de doenças cardiorrespiratórias (*e.g.,* alergias, asma e doença cardíaca sistémica) e cancro [10, 12, 13]. A MP já foi classificada como carcinogénica para o Homem (Grupo 1) pela Agência Internacional para Investigação em Cancro. Esta classificação fundamentou-se em evidência científica suficiente da carcinogenicidade em humanos, nomeadamente no desenvolvimento de cancro no pulmão e em dados recolhidos através de diferentes modelos animais [14]. As possíveis consequências da exposição a MP na saúde já foram evidenciadas por vários estudos toxicológicos realizados com modelos *in vitro* [15-19], contudo os mecanismos de ação permanecem pouco caraterizados [20-22].

Devido às diversas tarefas rotineiras desempenhadas no âmbito do exercício da sua função como bombeiro (*e.g.,* apoio de emergência médica, auxílio em acidentes rodoviários, resgate e salvamento, combate a incêndios), estes operacionais estão expostos a MP proveniente de diversas fontes. A exposição ocupacional como bombeiro apresenta vários riscos com potenciais efeitos negativos na saúde dos operacionais sendo que, recentemente, a Agência Internacional para Investigação em Cancro classificou esta exposição como carcinogénica para o Homem (Grupo 1) [2]. A classificação foi sustentada com evidência científica suficiente que demonstrou o desenvolvimento de cancro da bexiga e mesotelioma em bombeiros [2]. A evidência científica existente é limitada para o desenvolvimento de cancro do cólon, próstata e testículos, melanoma e linfoma não-Hodgkin em bombeiros [2]. Os estudos epidemiológicos já realizados com bombeiros reportam elevadas taxas de morbilidade e mortalidade em operacionais com participação regular no combate a incêndios [23-26]. Além da exposição que ocorre durante o combate a incêndios, a exposição do bombeiro a compostos perigosos para a saúde pode ocorrer em ambiente de quartel, por exemplo no contato direto com ferramentas, veículos e equipamento de proteção individual contaminados com diferentes poluentes durante os eventos de fogo e armazenados dentro do quartel [4, 27-32].

O interesse por avaliar a exposição a MP fina e ultrafina tem sido crescente de forma a melhorar a caraterização da exposição do bombeiro e a estimar os possíveis efeitos nocivos na saúde dos indivíduos expostos [10, 11, 20, 22, 33], em particular nas forças operacionais envolvidas no combate a incêndios. Diversos autores têm focado os seus estudos na avaliação do impacto dos incêndios florestais nas emissões de MP para o ar ambiente [34-38], contudo a avaliação de MP emitida durante os incêndios urbanos mantém-se muito pouco caracterizada [39]. A avaliação da exposição ocupacional dos bombeiros portugueses a MP emitida durante incêndios urbanos é inexistente. Neste trabalho, é descrito pela primeira vez a caracterização de 7 frações de MP fina ($MP_{2.5}$ a $MP_{0.16}$ µm) emitidas durante 3 eventos de fogo controlado urbano. As frações de MP foram recolhidas com um impactador de baixa pressão (DLPI+, Dekati, Finlândia) colocado no

interior do edifício (Porto, Portugal) onde decorreu o fogo controlado. A caracterização das emissões de MP durante o fogo urbano é também importante para estimar a exposição das populações localizadas nas áreas envolventes aos focos de incêndio e possível impacto no ar ambiente.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

2.1 Campanha de amostragem

A monitorização dos eventos de fogo urbano controlado realizou-se entre março e abril de 2022, no distrito do Porto, tendo sido caracterizados 3 eventos. Os eventos de fogo controlado duraram entre 39 e 95 minutos. As campanhas de monitorização foram efetuadas por amostragem ativa, com recurso a um impactador de baixa pressão (DLPI+, Dekati®, Finlândia), colocado no interior do edifício durante todo o evento. O equipamento foi colocado a 1 metro acima do chão. As frações de MP foram recolhidas em filtros de alumínio (Ø25 mm; Dekati®, Finlândia) previamente cobertos com um substrato de gordura (Apiezon®-L, Sigma-Aldrich).

Nas campanhas de amostragem foram recolhidas 7 frações de MP, cada uma com um diâmetro de corte específico de cada estágio (D_p) (0,156 µm, 0,256 µm, 0,382 µm, 0,603 µm, 0,947 µm, 1,63 µm, 2,47 µm). O impactador DLPI+ trabalha com uma bomba de vácuo (Leybold, Sogevac, Alemanha) a uma pressão constante de 40 mbar e com um fluxo constante de 9,96 L/min. O controlo de qualidade foi garantido pela calibração do equipamento de acordo com as recomendações do fornecedor. A humidade relativa e a temperatura foram monitorizadas no local de amostragem com um equipamento portátil (HygroLog SERIE HL20; Rotronic, Suíça) que opera com um intervalo de registo de 1 minuto.

Antes e após cada evento amostrado, todos os filtros foram condicionados durante 24 horas a uma humidade relativa e temperatura constantes antes de serem pesados numa balança analítica (MS205DU, Metler Toledo). A massa de cada uma das frações de MP foi determinada por análise gravimétrica.

2.2 Tratamento de dados

As concentrações das frações de MP foram determinadas de acordo com as especificações do DLPI+ tendo em conta as condições ambientais, nomeadamente a temperatura e a humidade relativa registadas durante cada evento e os parâmetros de calibração do equipamento. As concentrações obtidas foram normalizadas considerando a temperatura de 21 ºC e a pressão atmosférica, sendo expressas em mg/m^3.

Os níveis totais cumulativos de MP foram determinados para cada evento através da soma de todas as frações recolhidas. As concentrações são apresentadas como mediana e gama, não tendo sido verificada uma distribuição normal pelo teste Shapiro-Wilk's. A significância estatística foi definida como $p < 0,05$.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

3.1 Concentrações de MP

As concentrações não-cumulativas e cumulativas de MP obtidas para os 3 eventos de fogo controlado são apresentadas no quadro 1. Os níveis cumulativos de MP variaram de 0,507 a 293,09 mg/m^3 (Quadro 1). Os estágios com as frações D_p de 0,156 e 0,256 µm registaram os valores de MP mais baixos (0,66 a 2,55 e 0,93 a 22,45 mg/m^3, respetivamente) (Quadro 1). As concentrações mais elevadas foram observadas nos estágios com 0,947 µm (0,26 – 559,31 mg/m^3) e 1,63 µm (0,22 – 429,28 mg/m^3) (Quadro 1).

Quadro 1: Concentrações não-cumulativas e cumulativas de MP (mg/m^3) para cada evento de fogo urbano controlado.

Fração (D_p, µm)	Evento 1	Evento 2	Evento 3
0,156	2,55	2,36	0,66
0,256	22,45	4,12	0,93
0,382	145,65	18,97	0,10
0,603	213,22	208,88	0,31
0,947	97,26	559,31	0,26
1,63	31,32	429,28	0,22
2,47	5,98	223,60	0,12
Concentração cumulativa	104,49	293,09	0,507

A distribuição calculada para as várias frações de MP em cada um dos eventos é apresentada na Figura 1. No evento 1, as frações correspondentes a 0,382, 0,603 e 0,947 µm são predominantes e juntas contabilizam 88% do total de MP recolhida (Figura 1). No evento 3, as frações com tamanho reduzido também são mais prevalentes, nomeadamente as frações de MP com tamanho 0,156, 0,256 e 0,603 µm (73% do total de MP). Na distribuição das frações de MP no evento 2, predominam as frações de tamanho superior, nomeadamente as frações com D_p 0,947, 1,63 e 2,47 µm, representando um total de 84% do total de MP (Figura 1). A prevalência de frações com menor dimensão no evento 1 relaciona-se com a ocorrência de precipitação durante o evento, o que promove uma maior deposição das partículas de maior tamanho. A redução dos níveis de $MP_{2,5\ \mu m}$ devido à precipitação já foi descrita anteriormente por outros autores [34, 40].

Diversos estudos caracterizaram as emissões de MP no ar ambiente durante a ocorrência de incêndios, salientando a contribuição das emissões durante os períodos críticos de incêndios para o aumento da MP no ar ambiente, ultrapassando em alguns casos os limites máximos de $MP_{2,5\ \mu m}$ definidos para a qualidade do ar [34, 36, 37, 39, 41-44]. O impacto negativo das emissões de MP na qualidade do ar ambiente e/ou na saúde das populações expostas tem sido destacado por vários autores [7, 35, 38, 39, 45-49]. Alguns estudos demonstraram que um número superior de focos de incêndio contribui para um aumento mais acentuado dos níveis de MP no ar ambiente [34, 42, 43]. Os níveis de $MP_{2,5\ \mu m}$ reportados na literatura referem-se a fogos florestais (0.02 [34] a 648 µg/m^3 [49]). As variabilidades observadas entre os resultados reportados na literatura podem em parte advir da utilização de diferentes metodologias de

amostragem, uma vez que apenas 3 estudos recorrem a uma amostragem do ar ambiente com método ativo [34, 36, 37] enquanto os restantes aplicam métodos de modelação usando informações obtidas através de bases de dados recolhidas em estações de monitorização ambiental locais [7, 39, 41-51]. Nos últimos estudos referidos, os dados recolhidos são analisados recorrendo a diversos métodos estatísticos de forma a identificar a contribuição dos incêndios para o aumento de MP no ar ambiente comparativamente a períodos sem registo de ocorrência de fogos. Os vários autores concluíram que as emissões dos fogos contribuem para o aumento de MP no ar ambiente comparando com períodos sem incêndios [7, 39, 41-51]. A natureza dos fogos caracterizados (florestal *versus* urbano) também contribui para as diferenças observadas nos níveis registados de MP.

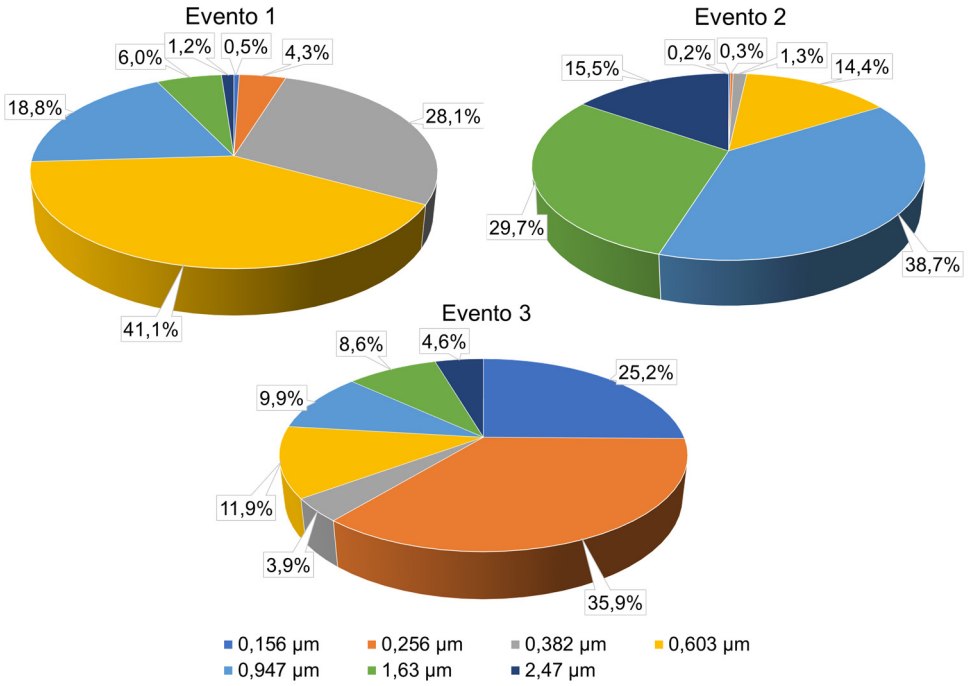


Figura 1: Distribuição das frações de MP em cada evento de fogo urbano controlado.

As concentrações obtidas por método ativo, para fogos florestais, são globalmente inferiores (0,02 – 377 µg/m^3) [34, 36, 37] aos valores registados no presente trabalho sendo que os resultados reportados nos outros estudos foram obtidos por dispositivos acoplados a bombas colocados distantes do foco de incêndio. Neste trabalho, o impactador foi colocado no interior do edifício onde decorreu o fogo e num local muito próximo do ponto de ignição do incêndio (~ 5 metros). Nesse sentido é expectável a obtenção de concentrações superiores de MP comparativamente aos demais estudos existentes na literatura.

Os níveis cumulativos de MP no evento 1 e 2 (104,49 e 293,09 mg/m^3) excederam largamente o limite ocupacional definido para MP respirável de 5,00 mg/m^3 (21 a 59 vezes superior). No que respeita à qualidade do ar ambiente, a Organização Mundial de Saúde (OMS) atualizou

recentemente os limites máximos de $MP_{2,5\ \mu m}$, restringindo os valores anteriores (valores atualizados de 15 e 5 $\mu g/m^3$, para exposição curta e longa a $MP_{2,5\ \mu m}$, respetivamente) [10]. Portugal ainda não transpôs para a legislação nacional os limites atualizados mantendo-se o limite de 25 $\mu g/m^3$ para média anual de $MP_{2,5\ \mu m}$ no ar ambiente [52], não existindo limite diário definido na legislação portuguesa. Os valores de $MP_{2,5\ \mu m}$ obtidos neste estudo (39 - 95 minutos) ultrapassam largamente o valor diário recomendado pela OMS para exposição curta (15 $\mu g/m^3$). A fração $MP_{2.5\ \mu m}$ corresponde a 0,97 – 12,96% do total de MP. Estes resultados demonstram a grande contribuição dos fogos urbanos para a promoção de potenciais efeitos nocivos na saúde humana, em particular da população exposta e/ou envolvente ao edifício ardido. Para os bombeiros são esperados níveis de exposição elevados caso o Aparelho Respiratório Isolante de Circuito Aberto (ARICA) não seja usado durante todo o período de combate ao fogo, incluindo durante as etapas de rescaldo e de investigação.

Diversos estudos com modelos *in vitro* celulares descrevem a capacidade da MP fina e ultrafina induzir a formação de espécies reativas capazes de induzir *stress* oxidativo [53], toxicidade, mutagenicidade e genotoxicidade a nível celular [54-59]. A MP fina, em particular a ultrafina, consegue alcançar as regiões mais profundas dos pulmões e atravessar as membranas superficiais dos alvéolos, podendo mesmo atingir os órgãos secundários [60]. O desenvolvimento/agravamento de doenças respiratórias, cardiovasculares e cancro devido à exposição regular a MP fina/ultrafina tem contribuído para as elevadas taxas de mortalidade e morbidade associadas com a poluição atmosférica ambiental [13, 20, 22, 61, 62]. Os resultados apresentados neste estudo reforçam a importância da utilização do sistema ARICA durante todas as fases de um incêndio urbano. Apesar dos recentes avanços, a contribuição da MP fina e ultrafina para os problemas de saúde humana precisam ser mais bem explorados. Futuros estudos devem ser centrados na recolha de diferentes frações de MP de modo a obter uma caracterização mais aprofundada da exposição dos bombeiros a MP em diversas tipologias dos fogos que podem ocorrer em meio urbano (*e.g.*, veículos, industriais, *etc.*) e os potenciais riscos de saúde associados.

4. CONCLUSÕES

O presente trabalho descreve, pela primeira vez, a caracterização de 7 frações de MP fina (0,156 a 2,47 µm) resultantes das emissões durante 3 fogos urbanos controlados. Os níveis cumulativos de MP variaram de 0,507 a 293,09 mg/m^3, valores que largamente excedem o limite ocupacional definido para MP respirável de 5,00 mg/m^3. As frações de MP com D_p de 0,382, 0,603 e 0,947 µm foram as que mais contribuíram para o total cumulativo no evento 1; as frações com D_p de 0,156, 0,256 e 0,603 µm foram as que mais contribuíram para o total de MP no evento 3; no evento 2 as frações com D_p de 0,947, 1,63 e 2,47 µm foram as mais predominantes. Os níveis de $MP_{2,5\ \mu m}$ registados nos 3 eventos largamente excederam o limite diário definido para a $MP_{2,5\ \mu m}$ no ar ambiente (15 $\mu g/m^3$). Os resultados obtidos neste estudo demonstram a importância da utilização do sistema ARICA por todos os bombeiros envolvidos durante o combate ao incêndio urbano e durante todas as fases do incêndio. Por outro lado, a transferência de MP, a partir de equipamento de proteção individual e veículos contaminados durante os incêndios, para o interior dos quartéis pode contribuir para uma exposição continuada dos bombeiros à MP gerada nos incêndios. O incêndio urbano é ainda uma fonte de poluição importante e contribui para a

degradação da qualidade do ar ambiente, com potenciais riscos para a saúde das populações expostas. Estudos futuros devem centrar-se numa caracterização mais alargada de frações de MP com diferentes tamanhos assim como na sua composição química.

FINANCIAMENTO

Este trabalho foi financiado pelo projeto PCIF/SSO/0090/2019 através da Fundação para a Ciência e Tecnologia e Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior (FCT-MCTES) com fundos nacionais.

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho teve o suporte dos projetos UIDB/50006/2020, UIDP/50006/2020, LA/P/0008/2020, PCIF/SSO/0017/2018 e 2022.05381.PTDC através da FCT-MCTES. M. Oliveira e F. Rodrigues agradecem aos Contratos de Programa Individual CEECIND/03666/2017 e CEECIND/01886/2020, respetivamente. Os autores agradecem a colaboração dos Agentes da Autoridade Nacional de Emergência e Proteção Civil e ao Regimento de Sapadores Bombeiros do Porto pelo suporte e a todos os participantes envolvidos no estudo.

REFERÊNCIAS

[1] International Agency for Research on Cancer - *Painting, Firefighting, and Shiftwork,* vol. 98, 2010, France.
[2] Demers, P.A., et al. - *Carcinogenicity of occupational exposure as a firefighter. Lancet Oncology*, 2022, 23(8), p. 985 - 986.
[3] Navarro, K. - *Working in Smoke: Wildfire Impacts on the Health of Firefighters and Outdoor Workers and Mitigation Strategies. Clinics in Chest Medicine*, 2020, 41(4), p. 763 - 769.
[4] Rogula-Kozłowska, W., et al. - *Respirable particles and polycyclic aromatic hydrocarbons at two Polish fire stations. Building and Environment*, 2020, 184, p. 107255 - 107266.
[5] Cascio, W.E. - *Wildland fire smoke and human health. Science of Total Environment*, 2018, 624, p. 586 - 595.
[6] Sousa, G., et al. - *Exposure to PAHs during Firefighting Activities: A Review on Skin Levels, In Vitro/In Vivo Bioavailability, and Health Risks. International Journal of Environmental Research and Public Health*, 2022, 19(19), p. 12677 - 12699.
[7] Heaney, A., et al. - *Impacts of Fine Particulate Matter From Wildfire Smoke on Respiratory and Cardiovascular Health in California.* GeoHealth, 2022, 6(6), p. e2021GH000578.
[8] Teixeira, J., et al. - *Emissions from Vehicle Fires: A Literature Review of Levels of Exposure During Firefighting Activities*, *Occupational and Environmental Safety and Health IV*, P.M. Arezes, et al., Editors. 2023, Springer International Publishing: Cham, p. 489 - 500.
[9] World Health Organization Occupational and Environmental Health Team - *WHO Air quality guidelines for particulate matter, ozone, nitrogen dioxide and sulfur dioxide: global update 2005: summary of risk assessment*. 2006, World Health Organization, Geneva.

[10] World Health Organization - *WHO global air quality guidelines: particulate matter (PM2.5 and PM10), ozone, nitrogen dioxide, sulfur dioxide and carbon monoxide*. 2021, World Health Organization, Geneva.
[11] Moreno-Ríos, A.L., et al. - *Sources, characteristics, toxicity, and control of ultrafine particles: An overview. Geoscience Frontiers*, 2022, 13(1), p. 101147 - 101162.
[12] Fuller, R., et al. - *Pollution and health: a progress update. Lancet Planetary Health*, 2022, 6(6), p. e535 - e547.
[13] Landrigan, P.J., et al. - *The Lancet Commission on pollution and health. The Lancet*, 2018, 391(10119), p. 462 - 513.
[14] Loomis, D., et al. - *The carcinogenicity of outdoor air pollution. Lancet Oncology*, 2013, 14(13), p. 1262 - 1263.
[15] Chen, S.-S., et al. - *A novel particulate matter sampling and cell exposure strategy based on agar membrane for cytotoxicity study. Chemosphere*, 2022, 300, p. 134473 - 134483.
[16] Chu, C., et al. - *Ambient PM2.5 caused depressive-like responses through Nrf2/NLRP3 signaling pathway modulating inflammation. Journal of Hazardous Materials*, 2019, 369, p. 180 - 190.
[17] Han, B., et al. - *The role of PP2A /NLRP3 signaling pathway in ambient particulate matter 2.5 induced lung injury. Chemosphere*, 2022. 307, p. 135794 - 135808.
[18] Park, J.E., et al. - *In vivo tracking of toxic diesel particulate matter in mice using radiolabeling and nuclear imaging. Chemosphere*, 2023. 313, p. 137395 - 137403.
[19] Santibáñez-Andrade, M., et al. - *Particulate matter (PM10) destabilizes mitotic spindle through downregulation of SETD2 in A549 lung cancer cells. Chemosphere*, 2022, 295, p. 133900 - 133912.
[20] Ohlwein, S., et al. - *Health effects of ultrafine particles: a systematic literature review update of epidemiological evidence. International Journal of Public Health*, 2019, 64(4), p. 547 - 559.
[21] Rubaiee, S., et al. - *Risk assessment of human exposure to airborne ultrafine particles and toxic metals: a comprehensive and comparative analysis between urban and rural environments of Jeddah City, Saudi Arabia. Arabian Journal of Geosciences*, 2021, 14, p. 2683 - 2703.
[22] Schraufnagel, D.E. - *The health effects of ultrafine particles. Experimental and Molecular Medicine*, 2020, 52(3), p. 311 - 317.
[23] Barros, B., et al. - *Firefighters' occupational exposure: Contribution from biomarkers of effect to assess health risks. Environmental International*, 2021, 156, p. 106704 - 106725.
[24] Barry, K.H., et al. - *Risk of early-onset prostate cancer associated with occupation in the Nordic countries. European Journal of Cancer*, 2017, 87, p. 92 - 100.
[25] Jalilian, H., et al. - *Cancer incidence and mortality among firefighters. International Journal of Cancer*, 2019, 145(10), p. 2639 - 2646.
[26] Soteriades, E.S., et al. - *Cancer Incidence and Mortality in Firefighters: A State-of-the-Art Review and Meta-Analysis. Asian Pacific Journal of Cancer Prevention*, 2019, 20(11), p. 3221 - 3231.
[27] Banks, A.P.W., et al. - *The occurrence of PAHs and flame-retardants in air and dust from Australian fire stations. Journal of Occupational and Environmental Hygiene*, 2020, 17(2-3), p. 73 - 84.
[28] Bott, R.C., et al. - *Diesel particulate matter and polycyclic aromatic hydrocarbons in fire stations. Environmental Science: Processes and Impacts*, 2017, 19(10), p. 1320 - 1326.

[29] Engelsman, M., et al. - *Exposure to metals and semivolatile organic compounds in Australian fire stations. Environmental Research*, 2019, 179, p. 108745 - 108753.
[30] Oliveira, M., et al. - *Polycyclic aromatic hydrocarbons at fire stations: firefighters' exposure monitoring and biomonitoring, and assessment of the contribution to total internal dose. Journal of Hazardous Materials, 2017*, 323(Pt A), p. 184 - 194.
[31] Rakowska, J., et al. - *Health Exposure Assessment of Firefighters Caused by PAHs in PM4 and TSP after Firefighting Operations.* Atmosphere, 2022, 13(8), p. 1263 - 1276.
[32] Sparer, E.H., et al. - *Assessment of Ambient Exposures Firefighters Encounter While at the Fire Station: An Exploratory Study. Journal of Occupational and Environmental Medicine*, 2017, 59(10), p. 1017 - 1023.
[33] Lin, L., et al. - *Effect of particulate matter exposure on the prevalence of allergic rhinitis in children: A systematic review and meta-analysis. Chemosphere*, 2021, 268, p. 128841 - 128857.
[34] Mateos, A.C., et al. - *Influence of Meteorological Variables and Forest Fires Events on Air Quality in an Urban Area (Córdoba, Argentina). Archives of Environmental Contamination and Toxicology*, 2019, 77(2), p. 171 - 179.
[35] Sparks, T.L. and J. Wagner - *Composition of particulate matter during a wildfire smoke episode in an urban area. Aerosol Science and Technology*, 2021, 55(6), p. 734 - 747.
[36] Santoso, M., et al. - *The air quality of Palangka Raya, Central Kalimantan, Indonesia: The impacts of forest fires on visibility. Journal of the Air and Waste Management Association*, 2022, 72(11), p. 1191 - 1200.
[37] Promsiri, P., et al. - *Transboundary haze from peatland fires and local source-derived PM2.5 in Southern Thailand. Atmospheric Environment*, 2023, 294, p. 119512 - 119524.
[38] Alonso-Blanco, E., et al. - *Wildfire smoke plumes transport under a subsidence inversion: Climate and health implications in a distant urban area. Science of The Total Environment*, 2018, 619 - 620, p. 988 - 1002.
[39] Griffiths, S.D., et al. - *A study of particulate emissions during 23 major industrial fires: Implications for human health. Environment International*, 2018, 112, p. 310 - 323.
[40] Dai, W., et al. - *Chemical composition and source identification of PM2.5 in the suburb of Shenzhen, China. Atmospheric Research*, 2013, 122, p. 391 - 400.
[41] Lee, H.-H., et al. - *Impacts of air pollutants from fire and non-fire emissions on the regional air quality in Southeast Asia. Atmospheric Chemistry and Physics*, 2018, 18, p. 6141 - 6156.
[42] Buysse, C.E., et al. - *Relationships between Particulate Matter, Ozone, and Nitrogen Oxides during Urban Smoke Events in the Western US. Environmental Science and Technology*, 2019, 53(21), p. 12519 - 12528.
[43] Schneider, S.R., et al. - *Air Quality Data Approach for Defining Wildfire Influence: Impacts on PM2.5, NO2, CO, and O3 in Western Canadian Cities. Environmental Science and Technology*, 2021, 55(20), p. 13709 - 13717.
[44] Cisneros, R., et al. - *Air Quality Impacts during the 2015 Rough Fire in Areas Surrounding the Sierra Nevada, California. Fire*, 2021, 4(3), p. 31 - 43.
[45] Enayati Ahangar, F., et al. - *Long-term trends of PM2.5 and its carbon content in the South Coast Air Basin: A focus on the impact of wildfires. Atmospheric Environment, 2021*, 255, p. 118431 - 118445.
[46] Li, T., et al. - *Large presence of bromine and toxic metals in ambient fine particles from urban fires. Atmospheric Environment*, 2023, 295, p. 119554 - 119564.

[47] Wilmot, T.Y., et al. - *Expanding number of Western US urban centers face declining summertime air quality due to enhanced wildland fire activity. Environmental Research Letters*, 2021, 16(5), p. 054036 - 054048.

[48] Larsen, A.E., et al. - *Impacts of fire smoke plumes on regional air quality, 2006–2013. Journal of Exposure Science and Environmental Epidemiology*, 2018, 28(4), p. 319 - 327.

[49] Cusworth, D.H., et al. - *Quantifying the influence of agricultural fires in northwest India on urban air pollution in Delhi, India. Environmental Research Letters*, 2018, 13(4), p. 044018 - 044030.

[50] Bo, M., et al. - *Urban air pollution, climate change and wildfires: The case study of an extended forest fire episode in northern Italy favoured by drought and warm weather conditions. Energy Reports*, 2020, 6, p. 781 - 786.

[51] Baker, K.R., et al. - *Photochemical model evaluation of 2013 California wild fire air quality impacts using surface, aircraft, and satellite data. Science of The Total Environment*, 2018, 637 - 638, p. 1137 - 1149.

[52] Ministério do Ambiente e do Ordenamento do Território - *Decreto-Lei n.º 102/2010 de 23 de Setembro*. 2010, Diário da República, 1.ª série — N.º 186

[53] Li, N., et al. - *Ultrafine particulate pollutants induce oxidative stress and mitochondrial damage. Environmental Health Perspectives*, 2003, 111(4), p. 455 - 460.

[54] Jalava, P.I., et al. - *Heterogeneities in inflammatory and cytotoxic responses of RAW 264.7 macrophage cell line to urban air coarse, fine, and ultrafine particles from six European sampling campaigns. Inhalation Toxicology*, 2007, 19(3), p. 213 - 225.

[55] Wei, H., et al. - *Cytotoxicity induced by fine particulate matter (PM(2.5)) via mitochondria-mediated apoptosis pathway in rat alveolar macrophages. Environmental Science and Pollution Research International*, 2021, 28(20), p. 25819 - 25829.

[56] Steenhof, M., et al. - *In vitro toxicity of particulate matter (PM) collected at different sites in the Netherlands is associated with PM composition, size fraction and oxidative potential--the RAPTES project.* Particle and Fibre Toxicology, 2011, 8, p. 26 - 41.

[57] Wang, T., et al. - *Characterization of airborne particles and cytotoxicity to a human lung cancer cell line in Guangzhou, China. Environmental Research*, 2021, 196, p. 110953 - 110962.

[58] Bonetta, S., et al. - *Mutagenic and genotoxic effects induced by PM0.5 of different Italian towns in human cells and bacteria: The MAPEC_LIFE study. Environmental Pollution*, 2019, 245, p. 1124 - 1135.

[59] Gea, M., et al. - *In Vitro Effects of Particulate Matter Associated with a Wildland Fire in the North-West of Italy. International Journal of Environmental Research and Public Health*, 2021, 18(20), p. 10812 - 10828.

[60] Navarro, K.M., et al. - *Wildland firefighter exposure to smoke and COVID-19: A new risk on the fire line. Science of Total Environment*, 2021, 760, p. 144296 - 144304.

[61] Miri, M., et al. - *Mortality and morbidity due to exposure to ambient particulate matter. Ecotoxicology and Environmental Safety*, 2018, 165, p. 307 - 313.

[62] Samoli, E., et al. - *Meta-analysis on short-term exposure to ambient ultrafine particles and respiratory morbidity. European Respiratory Review*, 2020, 29(158), p. 200116 - 200130..

FIRE BEHAVIOUR OF MORTARS WITH PORTLAND CEMENT AND RESIDUAL DIATOMACEOUS EARTH

Leandro Magalhães
Researcher
IPB - Bragança

Renan Zolin
Master Student
UTFPR - Paraná

Matheus Alves
PhD Student
IPB - Bragança

Luísa Barreira
Professor
IPB - Bragança

Débora Ferreira *
Professor
IPB - Bragança

Eduarda Luso
Professor
IPB - Bragança

Luís Mesquita
Professor
IPB - Bragança

Óscar Lima
Project Owner
Caves Campelo

1. INTRODUCTION

The high levels of pollution produced by the manufacture of Portland cement associated to high carbon dioxide emissions, and the entry of the Kyoto protocol in 1997, resulted in a series of attempts to modernise the cement manufacture, where the use of cement with alternative binders has become a target of research in recent years [1].

The main examples of alternative binders currently used in construction are metakaolin, slag obtained from blast furnaces, and fly ash obtained from burning coal in thermoelectric power plants, also known as aluminosilicates [2]. As well as these aluminosilicates, it is believed to be possible the use of residual diatomaceous earth as an alternative cement binder. The main characteristics of this material are high porosity and low thermal conductivity. However, it also has pozzolanic properties very similar to fly ash and metakaolin [3]. Diatomaceous earth is a natural material formed by diatomites deposited in the ocean and in lakes over thousands of years. It is a mineral of biogenic and sedimentary origin, formed by the accumulation of fossilised diatomaceous algae, presenting a white colour and highly rich in silica. Several physical properties of diatomite add commercial value to this raw material, such as low bulk density, high porosity and apparent surface area, which are extremely necessary and important for different types of industries [4].

According to the purpose for which diatomaceous earth is used, it is marketed in two different ways: calcined and non-calcined. Calcined diatomaceous earth is treated at a temperature higher than 1000 °C. The purpose of this is to harden the exoskeletons of the diatoms further in order to create a better filtering agent. They are mainly used as water filters in swimming pools and as

* Débora Macanjo Ferreira – Instituto Politécnico de Bragança, Escola Superior de Tecnologia e Gestão, Campus de Santa Apolónia - 5300-253 BRAGANÇA, Portugal, email: debora@ipb.pt http://www.ipb.pt

absorbents for heavy liquids. Non-calcined diatomaceous earth is not treated at high temperatures, and it is marketed in dry state, as a fine white powder, and used in the agricultural sector as an insecticide and/or ecological fertilizer [5]. This research arises in the scope of the project BacchusTech - Integrated Approach for the Valorisation of Winemaking Residues. The consortium led by Caves Campelo S.A. includes the Polytechnic Institute of Bragança, the Polytechnic Institute of Viseu, the University of Applied Sciences of Hanze and the University College of Copenhagen. Additionally, companies from the cosmetics (Cosmetek Lda.), building materials (Pavimir Lda.) and food (BEPPO Gelados Lda.), sectors also joined to the consortium. The main goal of this research work is to study the behaviour and reaction to fire of mortars manufactured with the introduction of residual diatomaceous earth, and investigate the possibility of using this residue as an improvement in the abrasive resistance of mortars. The characterisation of these mortars regarding their reaction to fire is performed using the cone calorimeter equipment. Other works have also used this type of test to characterise the fire behaviour of different materials [6,7] using the test method established in accordance with ISO 13927 [8]. The specimens manufactured with mortar and brick were tested under a radiant heat flux of 75 kW/m^2, where a fully developed fire is simulated [8].

2. MATERIALS CHARACTERISATION

2.1. Residual diatomaceous earth

Caves Campelo S.A. currently uses Silite Mini Speed diatomaceous earth in wine filtrations, a very fine material with white colour and low flow velocity. This material is used in earth filters during the filtration of white and red wines. After the filtrations, the diatomaceous earth is collected in its residual state, completely saturated by wine and organic matter. The residual diatomaceous earth is calcined at 700 °C for two hours, which is necessary to obtain a completely inorganic material [9,10], Figure 1. After being calcined, the material is very similar to the one used before the wine filtrations.



Figure 1: Calcined diatomaceous earth

2.2. Composition of mortars

The cement used in the manufacture of mortars in this research is Portland cement II B-L 32.5 N. The mortars' trace can be consulted in Table 1. Three mortar compositions were studied. A reference composition (REF) with cement, sand and water, and two compositions with introduction of residual diatomaceous earth (RC and RS). In the RC composition 15% of the amount of cement is removed and 15% of residual diatomaceous earth is introduced. In the RS composition 5% of sand is removed and 5% of residual diatomaceous earth is introduced.

Table 1: Mortars trace

Compositions	Cement	Sand	Diatomaceous earth	Water
REF	1	3	-	0.61
RC	0.85	3	0.15	0.61
RS	1	2.85	0.15	0.61

3. EXPERIMENTAL PROGRAM

3.1. Specimens manufacture

The specimens prepared for the experimental program were manufactured with mortar, Figure 2, and ceramic brick. The mortar was applied with 1 cm of thickness in a ceramic brick with dimensions of 10×10 cm and 3 cm of thickness, Figure 3. Nine specimens were manufactured. Three specimens with REF composition (REF1, REF2, REF3), three with RC composition (RC1, RC2, RC3), and other three specimens with RS composition (RS1, RS2, RS3).



Figure 2: Mortar manufacture

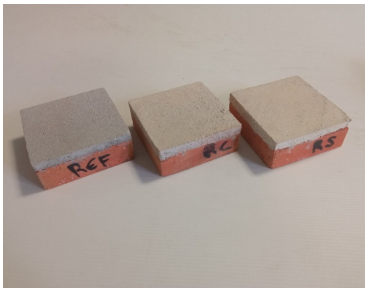


Figure 3: Specimens of mortar and brick

3.2. Cone calorimeter

The cone calorimeter is an instrument that evaluates in a small scale the fire behaviour of different materials through the specifications presented in ISO 13927 [8], Figure 4. It is an instrument that measures the fire reaction properties of a material, evaluating the heat release rate (HRR) of a sample exposed to controlled levels of radiant heat fluxes, from 0 kW/m^2 to 100 kW/m^2. In this work, the samples were exposed in a horizontal position to a constant heat flux of 75 kW/m^2,

which simulates a fully developed fire [8]. The specimens were wrapped in aluminium foil on all sides except on the exposed surface, Figures 5 and 6. The test starts by exposing the specimen to a constant radiant heat flux and ends after flameout and mass loss stabilization. In this research, no ignition was observed, hence the tests were performed between 25-30 minutes, time considered adequate for the analysis of the heat release rate and the temperatures acquired by the thermocouples. Over the test, the heat release rate (HRR), the mean of heat release rate (MHRR), the peak heat release (PHR), and the total heat release (THR), were measured [8].



Figure 4: Cone calorimeter



Figure 5: Specimen wrapped in aluminium foil



Figure 6: Specimen prepared for cone calorimeter test

3.3. Experimental results

During the tests the heat release rate and the total heat release rate were measured. These fire reaction properties are summarized in Table 2.

Table 2: Results of heat release of mortars

Specimens	MHRR (kW/m^2)	PHR (kW/m^2)	THR (MJ/m^2)
REF1	5.75	9.49	7.83
REF2	8.81	11.87	12.92
REF3	8.46	12.00	12.22
Mean	7.67	11.12	10.99
RC1	5.70	8.80	9.22
RC2	6.04	10.03	10.52
RC3	-	-	-
Mean	5.87	9.42	9.87
RS1	6.51	9.47	9.88
RS2	3.63	6.36	5.39
RS3	-	-	-
Mean	5.07	7.92	7.64

There was no ignition in all specimens during the test. For a heat flux of 75 kW/m^2, the specimens with REF composition present an average value for the heat release rate (MHRR) equal to 7.67 kW/m^2, an average value of the peak heat release rate (PHR) equal to 11.12 kW/m^2, and an average value of the total heat release rate (THR) equal to 10.99 MJ/m^2. The specimens with RC composition present an average value of MHRR equal to 5.87 kW/m^2, an average value of PHR equal to 9.42 kW/m^2, and an average value of THR equal to 9.87 MJ/m^2, and finally, the specimens with RS composition present an average value of MHRR equal to 5.07 kW/m^2, an average value of PHR equal to 7.92 kW/m^2, and an average value of THR equal to 7.64 MJ/m^2.

4. CONCLUSIONS

The results obtained confirm the possibility of an effective use of residual diatomaceous earth in Portland cement mortars [11] and the improvement in the abrasive resistance of mortars. The specimens produced with mortars based on residual diatomaceous earth show an average value for the heat release rate (HRR) around 25% lower when compared to the reference mortar, an average value of the peak heat release rate (PHR) around 20% lower, and an average value of the total heat release rate (THR) around 20% lower when comparing the different mortars. The HRR, PHR and THR results obtained for the different mortars with residual diatomaceous earth also showed a behaviour of the tested specimens reliable to the results verified by other authors [12,13,14]. These results allow to conclude that, in general, the specimens manufactured with mortars based on residual diatomaceous earth obtained a quite satisfactory behaviour to fire in the cone calorimeter tests. This residue is an option for the sustainability in mortars, in an attempt to reduce cement consumption and minimize impacts on the environment, promoting a sustainable construction technique, and contributing to the improvement of the reaction to fire of mortars in a fire situation.

ACKNOWLEDGEMENTS

This article is a result of the project “BacchusTech - Integrated Approach for the Valorisation of Winemaking Residues” (POCI-01-0247-FEDER-069583), supported by the Competitiveness and Internationalization Operational Programme (COMPETE2020), under the PORTUGAL 2020 Partnership Agreement, through the European Regional Development Fund (ERDF).

REFERENCES

[1] Arbi K, Palomo A. Alkali-activated blends of calcium aluminate cement and slag/diatomite. 2013:9237-9245.
[2] Hermann E, Kunze C, Gatzweiler R, Kiebig G, Davidovits J. Solidification of various radioactive residues by geopolymer with special emphasis on long term stability. 1999.
[3] Pimraksa K, Chindaprasirt P. Lightweight bricks made of diatomaceous earth, lime and gypsum. 2009:471-478.
[4] Breese R. Diatomite in: Industrial Minerals and Rocks, Ed. SMME, 6ª edition. 1994:397-412.

[5] Diatomaceous earth: characteristics, types and applications. https://www.lojahusqvarna.com. 2021.
[6] Ferreira D, Silva L, Mesquita L, Piloto P. CFRP fire behaviour-passive protection system. 2016.
[7] Mesquita L, Ferle L, Santos G. Durability of reaction to fire performance of wood-based panels through accelerated aging cycles. 2020.
[8] Simple Heat Release Test Using a Cónical Radiant Heater and a Thermopile Detector. ISO 13927. International Organization of Standardization Geneva. 2001.
[9] França S, Luz A. Diatomita. 2008.
[10] Al-Wakeel. Characterization and process development of the Nile diatomaceous sediment. 2009:128-136.
[11] Degirmenci N, Yilmaz A. Use of diatomite as partial replacement for Portland cement in cement mortars. 2009:284-288.
[12] Sarvaranta L, Mikkola E. Fibre mortar composites under fire conditions: effects of ageing and moisture content of specimens. 1994:532-538.
[13] Kim J, Lee J, Kim S. Estimating the fire behaviour of wood flooring using a cone calorimeter. 2012:677-683.
[14] Lee B, Kim H, Kim S. Evaluating the flammability of wood-based panels and gypsum particleboard using a cone calorimeter. 2011:3044-3050.

CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DE PROVETES DE GRANITO SUJEITOS A TEMPERATURAS ELEVADAS

Débora Macanjo Ferreira [*]
Professor
IPB - Bragança

Luiz Felipe Pires Fontes
Estudante
IPB - Bragança

Graça Vasconcelos
Professora
UM - Guimarães

Edna Alves Oliveira
Professor
FUMEC - Brasil

Luís Mesquita
Professor
IPB - Bragança

SUMÁRIO
O aumento da temperatura média na superfície da terra pode trazer diversas e complexas consequências ao meio ambiente, além de danos irreversíveis para a humanidade. Um dos efeitos diretos é o aumento do número de incêndios rurais, que possuem um elevado potencial de destruição não só para a fauna e a flora do local, mas também para o património vernáculo constituído. Estas construções rurais merecem ser cuidadosamente salvaguardadas pois constituem a união entre o património natural e o património cultural. Os efeitos causados pelos incêndios nestas construções resultam na sua elevada destruição bem como na destruição do seu legado histórico. O principal objetivo do presente trabalho foi avaliar o comportamento mecânico de alvenarias de pedra de granito, quando submetidas a temperaturas elevadas que podem resultar da ocorrência de incêndios e os resultados obtidos permitiram concluir que a sua resistência mecânica residual é influenciada pelas temperaturas elevadas bem como pelo modo de arrefecimento utilizado.

PALAVRAS-CHAVE: Construção vernácula, granito; incêndio; resistência à compressão.

1. INTRODUÇÃO

Desde o início da civilização, a alvenaria de pedra assumiu um papel preponderante na construção de edifícios devido à grande disponibilidade da pedra como recurso natural e à simplicidade construtiva. As primeiras construções em alvenaria de pedra foram os abrigos, com um sistema construtivo muito simples com pedras de diferentes dimensões colocadas umas sobre as outras. A superfície rugosa de contacto entre as pedras garantia a estabilidade global das paredes.

A alvenaria de pedra é o material de construção mais antigo que sobreviveu até aos dias de hoje, sendo utilizado em todo o mundo e está presente nas edificações históricas mais

[*]Débora Macanjo Ferreira – Instituto Politécnico de Bragança, Escola Superior de Tecnologia e Gestão, Campus de Santa Apolónia - 5300-253 BRAGANÇA, Portugal, email: debora@ipb.pt http://www.ipb.pt

impressionantes. As construções vernáculas são maioritariamente compostas por alvenaria de pedra de junta seca, alvenaria de pedra com argamassa de cal ou alvenaria de pedra com argamassa à base de terra. A conservação, reabilitação e o reforço do património edificado e a proteção de vidas humanas são exigências claras da sociedade moderna. Isso requer a identificação das deficiências das estruturas existentes e técnicas de intervenção [1].

A pedra é um componente essencial de praticamente todos os edifícios históricos e está, no entanto, longe de ser um material imutável, pois pode sofrer danos severos devido a vários agentes de degradação. O fogo destaca-se como agente de degradação por gerar danos irreversíveis na pedra, com efeitos duradouros, num período de tempo muito curto. Estudar o impacto do fogo na pedra é de grande importância. O fogo pode causar um declínio significativo na resistência da pedra, levar à perda de material da superfície e pode comprometer a integridade estrutural de um edifício. Além disso, as alterações de superfície podem levar à perda dos valores estéticos da pedra, particularmente importante quando esta é usada como ornamento de um monumento ou uma escultura [2]. Existem estudos sobre os efeitos do fogo e das temperaturas relacionadas com o fogo em materiais como o betão [3–5] e as argamassas [6] mas há pouca investigação sobre este aspeto nas pedras naturais [7-9].

Em Portugal, a utilização de construções de alvenaria de pedra é predominante a Norte e centro do país, onde grande parte das construções vernáculas mais antigas em meios rurais e centros urbanos são construídos neste material. Os principais tipos de pedra utilizados nas alvenarias são o granito, o calcário e o arenito. A utilização predominante de cado tipo pedra está relacionada com a sua disponibilidade. A Norte de Portugal predomina o granito, enquanto no centro e em algumas zonas litorais predomina o calcário.

O presente trabalho avaliou o comportamento mecânico de alvenarias de pedra, em particular pedra de granito, quando submetidas a temperaturas elevadas que podem resultar da ocorrência de incêndios. Para este efeito, foram ensaiados provetes de granito provenientes da região norte de Portugal, nomeadamente granito da Póvoa de Lanhoso, granito de Ponte de Lima e granito de Mondim de Basto.

2.TRABALHO EXPERIMENTAL

No trabalho experimental desenvolvido foram usados blocos de granitos com dimensões de 70×70×70 [mm], [10]. A designação adotada para os provetes provém de sua localização e cor, ver Quadro 1. Os provetes foram submetidos a dois patamares de temperaturas, 400 °C e 800 °C, com uma taxa de aquecimento de 5 °C/min, até atingirem a temperatura desejada. A temperatura máxima foi mantida constante durante 2 horas para garantir uma temperatura uniforme em todo o bloco, [11]. Para o controle da temperatura foram introduzidos termopares no interior dos provetes, Figura 1.

Quadro 1: Designação adotada para os provetes de granito

Localização do granito	Cor dos granitos	Designação adoptada
Póvoa de Lanhoso	Azul	PLA
	amarelo	PLM
Ponte de Lima	Azul	PTA
	amarelo	PTM
Mondim de Basto	Azul	MDA
	amarelo	MDM



Figura 1: Provetes no forno de aquecimento

De seguida, os provetes foram submetidos a dois processos de arrefecimento: metades foram arrefecidos à temperatura ambiente e a outra metade foi sujeita a um arrefecimento rápido, submergidos em água fria, Figura 2. A resistência mecânica residual, dos provetes expostos a temperaturas elevadas, foi caracterizada através de ensaios à compressão e comparada com a resistência de provetes de granito não exposto a temperaturas elevadas, de acordo com a norma EN 1926:2008 [12], Figura 3.



Figura 2: Arrefecimento rápido



Figura 3: Ensaios de compressão

3. ENSAIOS EXPERIMENTAIS

Os valores médios de resistência à compressão para os provetes submetidos a 400 e 800 ºC, arrefecidos de forma gradual (arref_gradual) à temperatura ambiente e arrefecidos de forma rápida (arref_rápida) são apresentados no Quadro 2. Como referência foram ensaiados provetes sem estarem expostos a temperaturas elevadas.

Quadro 2: Valores médios de resistência à compressão [MPa]

Provetes	20 ºC	400 ºC Arref_gradual	400 ºC Arref_rápido	800 ºC Arref_gradual	800 ºC Arref_rápido
PTA	148,77	144,02	-	-	desfez
PTM	44,05	65,06	44,92	8,68	1,90
MDB	51,66	58,57	-	8,97	5,80
MDM	30,50	-	-	6,35	-
PLM	122,16	112,00	62,02	34,96	28,43
PLA	152,35	-	-	35,87	-

O granito do tipo PTA exposto a temperatura de 800 °C apresentou um dano elevado quer para arrefecimento gradual e quer para o arrefecimento rápido e não foi possível efetuar os ensaios de compressão. Os granitos submetidos ao patamar dos 400 °C não apresentaram fissuração aparente que indique o comprometimento estrutural.

4. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos permitiram concluir que a resistência à compressão da pedra de granito é influenciada pelo modo de arrefecimento utilizado bem como pelas elevadas temperaturas a que o granito foi exposto. Nos provetes exposto a 400 °C e arrefecidos bruscamente notou-se uma diminuição da sua resistência em comparação com os provetes arrefecidos naturalmente. O impacto do choque térmico foi muito significativo nos provetes expostos a 800 °C, resultando numa resistência à compressão próxima de zero.

Os diferentes modos de arrefecimento mostraram a importância de se estudar os incêndios em construções feitas de alvenaria de pedra, uma vez que o modo como o granito é arrefecido pode ser extremamente prejudicial para o comportamento da pedra e influencia a sua resistência mecânica. Considera-se necessária uma maior atenção no combate aos incêndios de construções históricas, podendo prejudicar a estrutura pela falta de informação técnica.

REFERÊNCIAS

[1] Vasconcelos, G. - Experimental investigations on the mechanics of stone masonry: Characterization of granites and behavior of ancient masonry shear walls, Tese de Doutoramento, Universidade do Minho, 2005, p. 276.

[2] Gomes-Heras M., McCabe S., Smith B., Fort, R. - Impacts of Fire on Stone-Built Heritage, Journal of Architectural Conservation, 2009, p. 48-58.
[3] Seleem, H.E., Alaa M.R., Tarek E. - Effect of elevated temperature on physicomechanical properties of blended cement concrete, Construction and Building Materials, vol. 25, no 2, 2011, p. 1009–1017.
[4] Mydin M.A.O., Wang Y.C. - Mechanical properties of foamed concrete exposed to high temperatures, Construction and Building Materials, vol. 26, no 1, 2012, p. 638–654.
[5] Noumowe A.N., Siddique R., Debicki G. - Permeability of high-performance concrete subjected to elevated temperature (600 ºC), Construction and Building Materials, Vol 23, no 5, 2009, p. 1855–1861.
[6] Serdar A. - Development of a high-temperature-resistant mortar by using slag and pumice, Fire Safety Journal, vol. 43, no. 8, 2008, p. 610–617.
[7] S. Djaknoun, E. Ouedraogo, A.A. Benyahia, Characterisation of the behaviour of high-performance mortar subjected to high temperatures, Construction and Building Materials, vol. 28, no.1, 2012, p. 176–186.
[8] Biró A., Hlavicka V., Lublóy E. - Effect of fire-related temperatures on natural stones, Construction and Building Materials, vol. 212, 2019, p. 92–101.
[9] Chakrabarti, B., Yates T., Lewry A. – Effect of fire damage on natural stonework in building, Construction and Building Materials, vol.10, no 7, p. 539-544.
[10] Fontes, L. - Comportamento físico e mecânico de blocos de granito submetidos a altas temperaturas, Tese de Mestrado, Instituto Politécnico de Bragança, 2021, 99 p.
[11] YANG, J. et al. - Mechanical property and thermal damage factor of limestone at high temperature, International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, vol. 117, 2019, p. 11–19.
[12] NP EN 1926:2008 – Métodos de ensaio para pedra natural. Determinação da resistência à compressão uniaxial. Instituto Português da Qualidade, 2ª edição, 2008.

SIMULAÇÃO CFD DA DESENFUMAGEM DE UM PARQUE DE ESTACIONAMENTO EM CASO DE INCÊNDIO

Ana Marta Moreira Carneiro [*]
Engenheira
UM - Minho

João Silva
Professor
UM - Minho

Nelson Rodrigues
Professor
UM - Minho

Senhorinha e Fátima Capela Fortunas Teixeira
Professor
UM - Minho

Pedro Alexandre Moreira Lobarinhas
Professor
UM - Minho

SUMÁRIO
O aumento da densidade populacional nos grandes centros tem consequências a nível social, económico e organizacional. Um dos problemas na organização destes centros deve-se à elevada afluência de veículos e ao pouco espaço disponível para os mesmos. Por esta razão, torna-se essencial a construção de parques de estacionamento subterrâneos que ofereçam boa acessibilidade aos condutores. Apesar destas construções serem bastante úteis, em caso de incêndio, as suas caraterísticas dificultam a evacuação dos ocupantes devido à grande libertação de fumo e à rápida subida da temperatura. Em Portugal, a legislação que se encontra atualmente em vigor relativamente a esta temática é o Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios, SCIE, aprovado pela Portaria nº 135/2020. Este regulamento aborda vários fatores que devem ser tidos em conta durante o projeto deste tipo de construções. O objetivo deste trabalho é efetuar a simulação *CFD* da desenfumagem de um parque de estacionamento, no caso de ocorrer um incêndio, de forma a verificar a eficácia do sistema de desenfumagem. Para realizar a simulação utilizou-se o *software Ansys Fluent* que permite analisar o comportamento do escoamento, assim como a variação da temperatura ao longo do desenvolvimento do incêndio.

PALAVRAS-CHAVE: Parque de estacionamento, Desenfumagem, *CFD*, *Ansys Fluent*.

[*] Ana Marta Moreira Carneiro – Universidade do Minho, Departamento de Engenharia Mecânica, Guimarães, Portugal
email: a85203@alunos.uminhopt http://dem.uminho.pt/

1. Caso de estudo

O parque de estacionamento em estudo é um espaço subterrâneo, totalmente coberto, que apresenta uma zona de insuflação e uma zona de extração. Em cada uma destas zonas encontra-se um ventilador de insuflação e um ventilador de extração, respetivamente. No caso da extração, de modo a orientar o ar na direção pretendida existe um ventilador de indução que capta o ar e o direciona para uma zona junto do local de extração. Uma vez que o parque não apresenta qualquer abertura para o exterior, por ser subterrâneo, a legislação obriga a que a desenfumagem seja ativa, ou seja, que se recorra a meios mecânicos, como aqueles anteriormente mencionados. Segundo o Regulamento Técnico de Segurança contra Incêndio em Edifícios, SCIE, o caudal de extração deve ser de 600 m^3/hora/veículo [1]. De forma a simular o pior cenário, considerou-se que no parque de estacionamento estariam presentes 20 veículos. Assim, o caudal de extração para o caso em estudo seria de 12000 m^3/hora. Os pontos críticos são zonas nas quais o varrimento do ar é quase nulo, provocando assim a estagnação do ar nessas áreas. Estes pontos são muitas vezes causados por geometrias complexas e por obstáculos que possam estar presentes no espaço. Dado que a complexidade da geometria do parque de estacionamento é baixa, assume-se que os potenciais pontos críticos são os cantos, uma vez que é esperado que nestas zonas o varrimento seja mais reduzido.

2. Simulação numérica

O *software* utilizado para a simulação da desenfumagem do parque de estacionamento foi o *Ansys Fluent*. A simulação compreende diferentes fases, sendo que a inicial é referente à conceção da geometria. De seguida realiza-se a malha e define-se o *setup*, onde se estabelecem as condições de fronteira. A etapa seguinte é relativa ao cálculo, do qual resultam os valores que são analisados no bloco dos resultados. Assim, as etapas mencionadas e a sua ligação podem ser observadas na Figura 1.

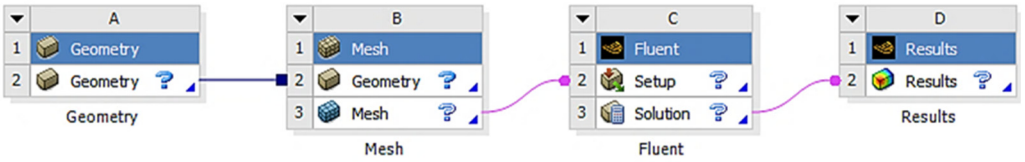


Figura 1: Etapas da simulação.

2.1 Geometria

A geometria do parque de estacionamento foi elaborada no *DesignModeler*, ferramenta do *software Ansys* que facilita a aplicação dos desenhos ao estudo pretendido. Na Figura 2 encontra-se a geometria do parque em questão, na qual se pode observar a zona de insuflação de ar (*inlet*) e a zona de extração (*outlet*). A preto estão representadas as colunas que existem no parque e a verde está indicado o ventilador de indução. É de notar que, devido ao facto de ser um estudo bidimensional, a representação do comportamento do ventilador de indução teve

de ser aproximada, fazendo com que a aresta superior do retângulo verde seja a zona de entrada de ar e a aresta inferior seja a zona de saída de ar.

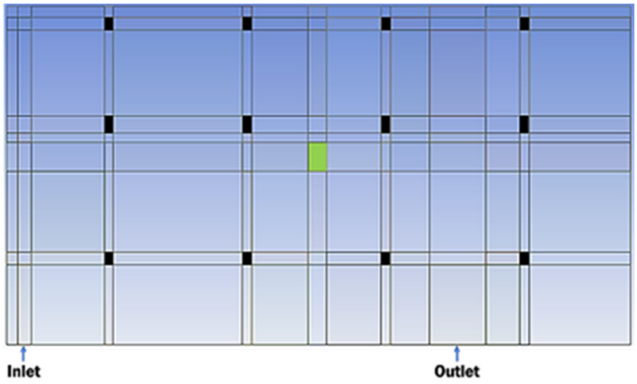


Figura 2: Esquema 2D da geometria do parque de estacionamento, com identificação das zonas de insuflação e de extração, assim como a localização do ventilador de indução (marcado a verde)

2.2 Conceção da malha

A conceção de uma malha tem como propósito a divisão do domínio de estudo em vários volumes de controlo. A forma como esta é efetuada é de elevada importância, uma vez que a qualidade e o refinamento desta podem afetar os resultados obtidos. Para evitar que tal aconteça, foi realizado um estudo de otimização da malha, de modo a obter a mais adequada. Esta análise consistiu na variação do tamanho do elemento e na realização de várias simulações mantendo as condições definidas. De seguida, foi considerada uma variável relevante para o estudo, neste caso a velocidade, para se calcular a média dessa num ponto. Obtidos estes valores, calculou-se o erro relativo entre eles para chegar a um erro considerado baixo o suficiente. Tendo em conta esse mesmo valor e o tempo de simulação, selecionou-se a malha cujo tamanho de elemento é de 0,1 metros. O Quadro 1 apresenta os resultados obtidos das simulações efetuadas, assim como o erro relativo entre as sucessivas malhas criadas.

Quadro 1: Valores da velocidade média em função do tamanho de elemento

Tamanho de elemento (m)	Velocidade média (m/s)	Erro (%)
0,4	0,201039	40,49
0,2	0,337797	11,12
0,1	0,380041	0,96
0,05	0,376415	

A malha selecionada, cujo tamanho de elemento é de 0,1 m, apresenta na sua constituição 62900 nós e 62376 elementos. Como a qualidade desta é um fator importante, os valores de três

parâmetros foram analisados e comparados com aqueles que se consideram ótimos. Assim, no Quadro 2 estão expostos os valores correspondentes à malha selecionada.

Quadro 2: Valores referentes aos parâmetros de qualidade da malha

Critério de qualidade	Valor médio	Valor Ótimo
Skewness	$1{,}3058 \times 10^{-10}$	0 – Perfeito 1 - Péssimo
Orthogonal Quality	1	0 – Péssimo 1 – Perfeito
Aspect Ratio	1,0116	≈1 - Perfeito

Pode concluir-se que a malha escolhida é adequada ao estudo e que, pela qualidade e refinamento apresentados, esta não terá influência nos resultados obtidos.

2.3 *Setup* e *Solver*

O *setup* é a etapa de preparação da simulação na qual são definidas as condições de fronteira e alguns fenómenos que podem impactar o funcionamento do sistema. Nesta fase são ainda definidos os modelos de turbulência que mais se adaptam à resolução do problema. Relativamente ao modelo de turbulência a escolher, segundo Barsim et al. (2020) [2], os modelos *k-epsilon* permitem prever o escoamento turbulento que pode ser causado por incêndios. Dos modelos *k-epsilon* disponíveis considerou-se que o *realizable* é apropriado para o estudo, uma vez que consegue prever de forma precisa a dispersão do ar e apresenta um bom desempenho em casos onde existam recirculações [3]. No que diz respeito a materiais, as paredes e as colunas foram definidas como sendo de betão e o ventilador de indução foi definido como aço galvanizado, pois a sua carcaça é feita deste material. Dentro do domínio é importante definir o funcionamento do ventilador de indução e o desenvolvimento do incêndio. O funcionamento do ventilador de indução é definido como uma *source term*, mais concretamente um $Y_{Momentum} = -29.4$ N/m^3. Já o incêndio baseia-se numa função que representa o seu desenvolvimento. Assim, o incêndio encontra-se dividido em três fases. A primeira fase é de crescimento, que vai dos 0 até aos 300 s, que é quando atinge um valor de libertação de calor de aproximadamente 166667 W/m^2 [4]. Durante a segunda fase este valor mantém-se constante até aos 1500 s, altura em que se inicia a terceira etapa e começa a diminuir a libertação de calor até atingir os 0 no instante 1800 s. Foi então criada a seguinte função para representar a ocorrência do incêndio:

$$y = \begin{cases} 555{,}557t & , \quad 0 < t < 300 \\ 166667 & , \quad 300 < t < 1500 \\ -555{,}557t + 1000002{,}6 & , \quad 1500 < t < 1800 \end{cases}$$

Definidos os elementos que se encontram dentro do domínio em estudo, são preparadas as condições de fronteira. Nesta fase são definidas as zonas de: insuflação, extração e as paredes que delimitam o domínio. Assim, para a insuflação (ou *inlet*) é considerado um *pressure-inlet*, com as caraterísticas expostas na Figura 3.

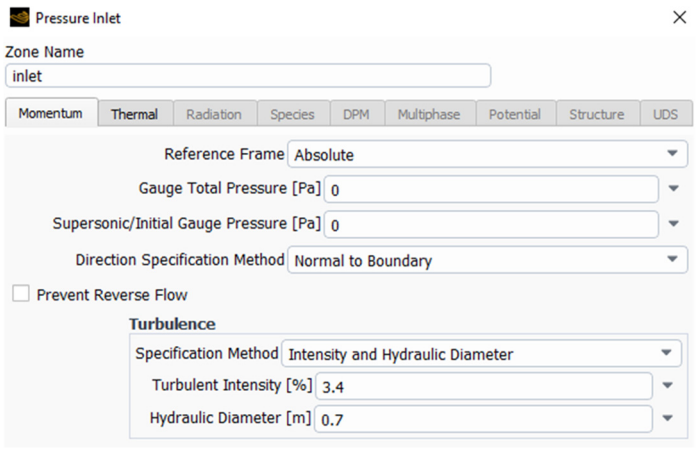


Figura 3: Definição da condição de fronteira de entrada (*inlet*)

A extração (ou *outlet*) é definido como *velocity-inlet*, de modo a ser possível definir a velocidade de saída de acordo com o caudal que deve ser cumprido. Assim, na Figura 4 pode observar-se as caraterísticas da zona de extração.

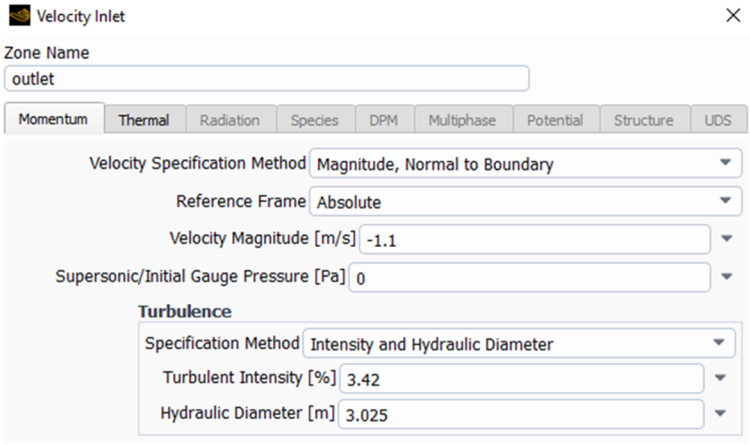


Figura 4: Definição da condição de fronteira de saída (*outlet*)

No que diz respeito às temperaturas de entrada e de saída, considerou-se que estas seriam de 25ºC, como se fosse a temperatura ambiente. As paredes também foram definidas, mas como estas não têm efeito significativo no escoamento não foi efetuada uma análise aprofundada ao comportamento das mesmas. Estabelecidas as condições de fronteira, procedeu-se à definição do *solver*. Como se trata de um estudo dependente do tempo, adotou-se o regime transiente e como forma de resolução recorreu-se ao algoritmo acoplado. A inicialização foi feita de forma normalizada, para ter como valores iniciais os da saída, pois é a condição mais importante ao estudo. A forma de cálculo também foi definida e efetuou-se a simulação para 2000 s, de modo a perceber as variações ocorridas após o término do incêndio.

3. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Os contornos da velocidade e da temperatura são as informações mais relevantes para retirar deste estudo. Assim, ao observar os contornos em diferentes instantes de tempo é possível prever o escoamento e as variações de temperatura, que representam o desenvolvimento do incêndio. Na Figura 5 pode observar-se o escoamento do ar durante o funcionamento do sistema de desenfumagem.

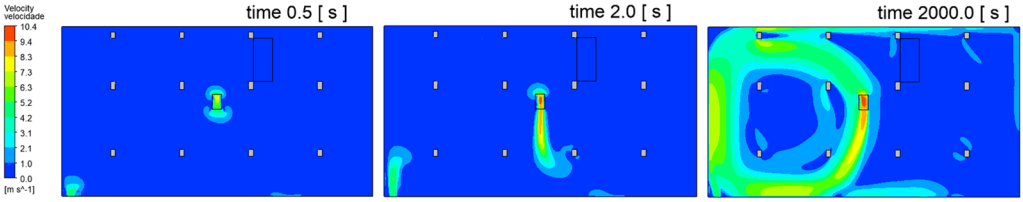


Figura 5: Contornos da velocidade ao longo do tempo

Nesta sequência de imagens é possível analisar o início do funcionamento do sistema de desenfumagem até o escoamento atingir uma fase em que já não existem alterações. Nesta altura (2000 s), denota-se a existência de uma recirculação à esquerda do ventilador de indução, criada por ele mesmo e pelo ventilador de insuflação. A análise deste contorno também permite perceber que o varrimento não é efetuado de forma uniforme, o que pode ser alterado com a mudança de local do ventilador de indução ou mesmo com a introdução de um novo ventilador que auxilie a dispersão do ar, de modo que o varrimento seja percetível em toda a área do parque. Como se trata de um estudo que contempla a ocorrência de um incêndio em dois pontos diferentes do parque, duas sequências de contornos foram analisadas. No primeiro caso, a ocorrência de um incêndio à direita do ventilador de indução permitiu obter a Figura 6.

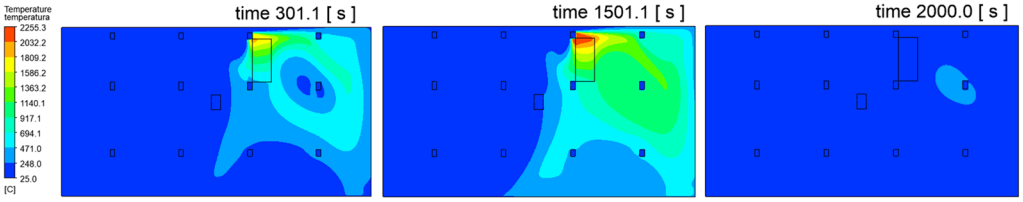


Figura 6: Contornos da temperatura ao longo do tempo no primeiro incêndio

No segundo caso, o incêndio ocorreu à esquerda do ventilador de indução, o que resultou nos contornos presentes na Figura 7.

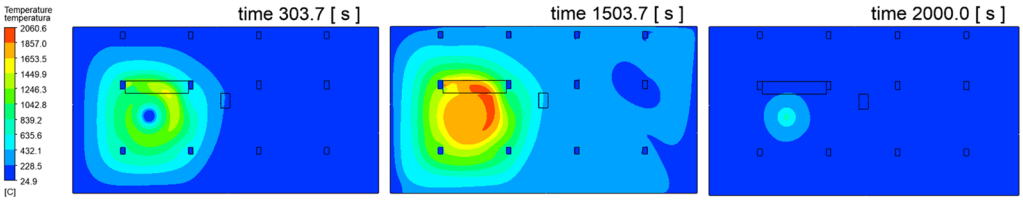


Figura 7: Contornos da temperatura ao longo do tempo no segundo incêndio

Segundo os contornos da temperatura obtidos, no primeiro caso estudado conclui-se que a temperatura se dispersa mais facilmente, diminuindo a concentração desta na zona do incêndio. Nota-se também que a zona esquerda do parque não é afetada pelo incêndio, o que significa que a área afetada, neste caso, é restrita à zona do incêndio e à zona de extração. No segundo caso conclui-se que na zona de insuflação há uma recirculação que dificulta a dispersão do ar, fazendo com que a temperatura se mantenha elevada nessa zona. Além disso, toda a área do parque é afetada uma vez que a temperatura aumenta em toda a área do parque.

4. CONCLUSÕES

Analisando os resultados obtidos é possível concluir que o local de ocorrência do incêndio tem grande impacto no aproveitamento do sistema de desenfumagem. O facto de existir uma recirculação na zona esquerda do parque faz com que, caso ocorra um incêndio nessa área, o varrimento não seja facilitado, a temperatura irá manter-se elevada por mais tempo e a desenfumagem também será mais morosa. Ainda assim, os contornos finais (2000 s) permitem concluir que a desenfumagem cumpre a sua função, pois a temperatura vai diminuindo, ou seja, o fumo proveniente dos incêndios vai sendo extraído ao longo do tempo. Algumas alterações podem ser feitas, como é o caso da mudança de local do ventilador de indução, mas um estudo prévio deve ser efetuado, de modo a garantir um melhor varrimento de toda a zona.

AGRADECIMENTOS

Os autores agradecem o suporte dado pela FCT através da unidade de investigação UIDB/00319/2020 (ALGORITMI) e R&D unidade de investigação UIDP/04077/2020 (METRICS).

REFERÊNCIAS

[1] Portaria nº 135-2020. (2020). Portaria referente ao regulamento técnico de segurança contra incêndio em edifícios (SCIE). Diário da República Eletrónico (DRE).

[2] Barsim, M. M., Bassily, M. A., El-Batsh, H. M., Rihan, Y. A., & Sherif, M. M. (2020). Performance of impulse ventilation system in an underground car park fire: Case study. Journal of Building Engineering, 29. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2019.101162

[3] ANSYS Inc. (2022). Ansys Fluent Theory Guide. http://www.ansys.com

[4] Merci, B., & Shipp, M. (2013). Smoke and heat control for fires in large car parks: Lessons learnt from research? Fire Safety Journal, 57, 3–10. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2012.05.001

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

ANÁLISE DO RISCO DE INCÊNDIO EDIFÍCIO: REMODELADO EM CASTELO BRANCO

Cristina Calmeiro dos Santos*
Professor
Instituto Politécnico de Castelo Branco

Nelson Gravelho Cardoso
Mestre
Instituto Politécnico de Castelo Branco

SUMÁRIO
As notícias dão-nos com frequência informação de incêndios urbanos, por vezes em prédios antigos, alguns devolutos e que se alastram aos prédios contíguos, levando a grandes prejuízos, quer materiais, quer em perdas de vidas humanas, ou mesmo danos em património cultural. É, por isso, essencial identificar os riscos de incêndio nos edifícios. Assim, existem metodologias próprias que nos permitem conhecer e controlar os problemas detetados, de modo a conseguir assegurar uma segurança contra incêndio em edifícios, o mais eficaz possível. Nesse sentido, o presente trabalho pretende avaliar a segurança de um edifício, segundo métodos de análise de risco como o método ARICA, o método de Gretener e o método de FRAME e também segundo o Regime Jurídico de Segurança Contra Incêndio em Edifícios.

PALAVRAS-CHAVE: Segurança; Análise de risco; Incêndio; Legislação; Sustentabilidade.

1. CASO DE ESTUDO

O edifício escolhido para aplicar os métodos de análise de risco, é uma antiga habitação unifamiliar sita na Avenida Nuno Álvares na cidade de Castelo Branco. O edifício é um projeto da autoria do Arquiteto Raul Lino, conceituado arquiteto português, dito mentor do Estilo Português Suave, estilo de arquitetura que utilizava as características modernistas da engenharia, combinadas com uma mistura de elementos estéticos exteriores retirados da arquitetura portuguesa dos séculos XVII e XVIII e das casas tradicionais das várias regiões de Portugal. A proposta apresentada possibilitou a reabilitação do edifício, conservando e preservando toda a traça original deste, e adaptando-o às exigências e normas atuais necessárias para a nova utilização (Fig. 1). É um edifício que se desenvolve em dois pisos acima da cota de soleira, pisos 1 e 2, e um piso abaixo da cota de soleira, piso 0, sendo que este é autónomo dos restantes 2, não existindo qualquer ligação interior entre eles. Na solução concebida, pretendeu-se que nos pisos superiores, 1 e 2, ficassem a funcionar os serviços de direção, gabinetes técnicos e administrativos (UT III), e o piso 0, podendo ele funcionar autonomamente, com o principal uso a formação (UT IV). O piso 0 encontra-se semienterrado, e

*Autor correspondente – Instituto Politécnico de Castelo Branco. Av. do Empresário, Campus da Talagueira, 6000-767 Castelo Branco. PORTUGAL. Telef.: +351 272 339 300. e-mail: ccalmeiro@ipcb.pt

com pé direito inferior ao regulamentar pelo que a alteração mais significativa de toda a obra se prendeu com o aumento do pé direito deste piso.



Figura 1: O edifício proposto de análise

As figuras 2, 3, 4 e 5 apresentam as plantas das alterações efetuadas.



Figura 2: Planta do piso 0

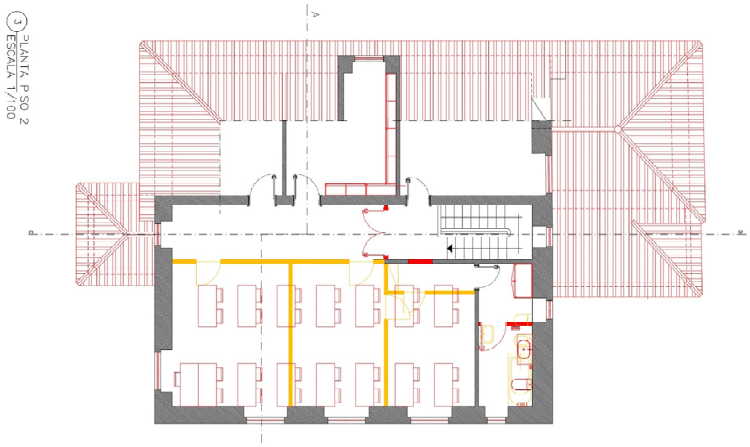


Figura 3: Planta do piso 1

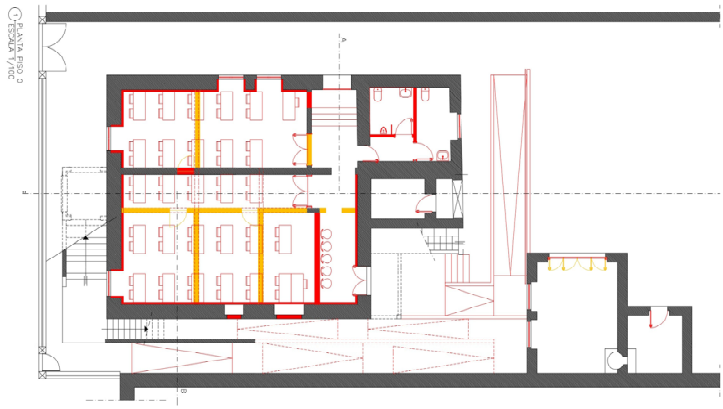


Figura 4: Planta do piso 2

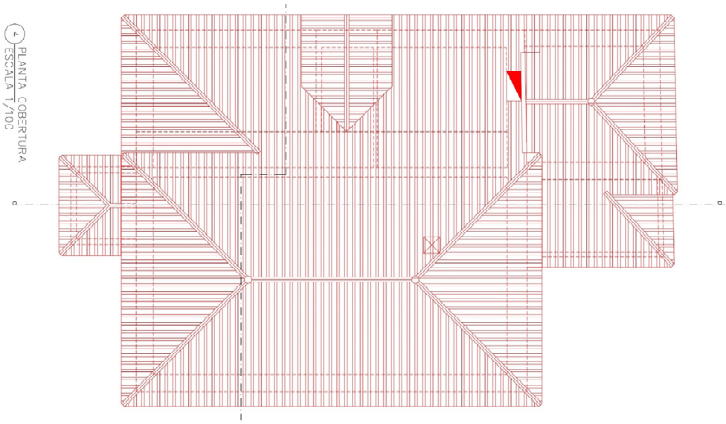


Figura 5: Planta da cobertura

2. CARACTERIZAÇÃO DO EDIFÍCIO

O presente projeto tem como objetivo dotar de condições de segurança contra incêndios o edifício supra indicado e cumprir com a legislação aplicável, nomeadamente o Decreto-Lei n.º 220/2008 de 12 de novembro, alterado pela Lei 123/2019 de 18 de outubro (Regime Jurídico de Segurança Contra Incêndio em Edifícios (RJ-SCIE)) [1], na Portaria n.º 1532/2008, de 29 de dezembro, alterado pela Portaria 135/2020 de 02 de junho, (Regulamento Técnico de Segurança Contra Incêndio em Edifícios (RT-SCIE)) [2]. Teve ainda em consideração as Normas Portuguesas (NP) e as Notas Técnicas da ANEPC.

De acordo com a alínea m) do n.º 1 do artigo 8º do Decreto-lei n.º 220/08 de 12 de novembro, alterado pela Lei 123/2019 de 18 de outubro o presente estabelecimento classifica-se quanto à sua utilização-tipo em: Tipo III «Administrativos», com a área de implantação de 194,68m² e área bruta de construção de 584,60m² distribuída por 3 pisos, sendo 2 acima da cota de soleira (Piso 1 e Piso 2) e 1 abaixo da cota de soleira (Piso 0).

Todos os espaços do edifício são classificados por Local de Risco A - Pisos 0, Piso 1 e Piso 2 de acordo com a alínea a) do n.º 1 do art.º 10 do Decreto-Lei 220/2008, alterado pela Lei 123/2019.

Quanto à sua categoria de risco, o edifício enquadra-se na 2ª Categoria de Risco. Para a categoria de risco de uma UT, e em conformidade com a alínea c) do n.º 2 do artigo 12.º do RJ-SCIE, deverá ter-se em consideração a altura da Utilização-Tipo e o efetivo a que se refere o quadro III do RJ-SCIE.

Em termos de vias de acesso, conforme referido, o edifício localiza-se na Avenida Nuno Álvares em Castelo Branco, inserido na malha urbana da cidade, a qual está devidamente infraestruturada, satisfazendo as necessidades de segurança contra risco de incêndio. O local é servido pelos arruamentos da urbanização, tendo acesso ao alçado principal. Este local está na área de intervenção dos Bombeiros Voluntários de Castelo Branco, que distam do local 1,7 km, demorando a percorrer esta distância em cerca de 4 minutos. Os arruamentos que servem o acesso ao edifício dispõem de acessibilidade de veículos de combate a incêndios e os acessos dispõe das características definidas artigo 5º do RT-SCIE, referentes à resistência dos pavimentos e condições das vias de acesso, constata-se que a acessibilidade ao edifício para viaturas e equipamentos dos bombeiros está garantida.

3. APLICAÇÃO DOS MÉTODOS DE ANÁLISE RISCO

No âmbito da análise de risco de incêndio, é necessário definir as decisões preventivas e de proteção de forma a minimizar o risco de ocorrência de incêndio para limites aceitáveis. A análise de risco deve também prever o modo de atenuar as consequências do incêndio, estabelecendo-se uma evacuação tão rápida quanto possível das pessoas dos locais, incluindo imediações, dependendo da gravidade de propagação e da extinção do incêndio.

Deste modo, a análise do risco de incêndio tornou-se uma ferramenta fundamental para as seguradoras, dando-lhes a possibilidade de avaliarem corretamente os seguros de acordo com a probabilidade de ocorrência de incêndio [3]. Além disso, a análise de risco é fundamental para apoiar projetistas e licenciadores, nomeadamente no caso de edifícios que se enquadram na designada Perigosidade Atípica, definida no Artigo 14.º do Decreto-lei n.º 220/2008, de 12 de novembro, na sua atual redação. Ou, no caso de edifícios existentes, definido pelo artigo 14-A do mesmo Decreto-Lei. Por outro lado, tais ferramentas podem, ainda, servir de suporte à legislação de segurança ao incêndio, quer em edifícios novos, quer, sobretudo, para edifícios existentes, de modo a racionalizar as exigências regulamentares que, frequentemente, são definidas com um significativo grau de empirismo e que são pouco adequadas [4].

De um modo geral, para realizar uma análise de risco de incêndio, é necessário identificar-se primeiramente o perigo, determinar a sua probabilidade de ocorrência e avaliar, finalmente, as suas consequências. Assim, a análise permite definir não só as decisões de modo a minimizar o risco para valores aceitáveis, como também prever o modo de atenuar as consequências [9]. Desta forma, é de notar que a análise de risco se tornou, também, numa ferramenta bastante útil na otimização da escolha das medidas preventivas e de proteção (ativas e passivas) a serem aplicadas nos edifícios.

3.1 Método ARICA

O método de ARICA [5-8], na sua versão atual, debruça-se na análise das condições de segurança a incêndio em projetos de intervenção em edifícios existentes, tendo por referência a legislação de Segurança Contra Incêndios em Edifícios (SCIE) existentes. A aplicação do método, feita em dois momentos: antes da intervenção (que dá as condições iniciais) e para a solução de projeto proposta (que advêm das condições de projeto), através da verificação obtém-se o valor do índice de segurança ao incêndio, e daqui pode-se verificar se as condições de segurança estão ou não satisfeitas.

No caso em análise, o índice de segurança ao incêndio (ISI) apresentou os seguintes valores: nas condições iniciais um ISI=0,91, sendo esse inferior a 1, significa que o edifício apresentava um nível de segurança inferior ao regulamentar; nas condições de projeto ISI=1,02, sendo o índice superior a 1, significa que o nível de segurança é superior ao regulamentar.

3.2 Método Gretener

No projeto inicial (moradia), verificou-se que a SCIE era suficiente com $\gamma>1$ ($\gamma=1,619$), no entanto, após as obras de reabilitação efetuadas, a segurança contra incêndios melhorou significativamente, passando o índice para $\gamma= 8,599$. Isto deve-se ao facto de que na Utilização-tipo III, existe: deteção, CDI, SADI, extintores, bocas de incêndio armadas tipo carretel, formação do pessoal (prevista nas MAP), e isso, mesmo sem compartimentação das vias verticais de evacuação, sem controlo de fumos e sem portas classificadas [9-10].

3.3 Método FRAME

Os resultados obtidos pela aplicação do método de FRAME são uma análise do risco (R) relativamente ao Património - neste caso se o R<1, o compartimento está protegido a nível patrimonial; relativamente aos Ocupantes. Neste caso se R1<1, o compartimento está protegido a nível dos ocupantes; e relativamente às Atividades. Se R2<1, o compartimento está protegido a nível das atividades nele desenvolvidas [11, 12]. Obteve-se um R0=0,21, que é o risco inicial. Para o património obteve-se um R= 0,22, sendo assim e em conformidade com o método de FRAME, os bens patrimoniais encontram-se protegidos. Para os ocupantes obteve-se um R1= 0,73, o valor de risco relativo aos ocupantes tem um valor inferior a 1, como tal os ocupantes encontram-se protegidos. Para as atividades obteve-se um R2=0,17, também aqui o valor do risco relativo à atividade tem um valor inferior à unidade, e de acordo com o método de FRAME, a atividade encontra-se por isso em segurança.

3.4 Qual o melhor método de análise de risco

Em todos os métodos utilizados, verificou-se que após as obras, a segurança era sempre superior ao regulamentar, tendo melhorado substancialmente quando comparada com o nível de segurança na fase inicial. Pelo método de Gretener, tem-se em consideração apenas o risco patrimonial. O ARICA reflete a segurança ao incêndio de um edifício ou recinto. De entre os métodos utilizados, aquele que oferece uma melhor visão da proteção atingida é o método de FRAME. Embora não seja aceite pela ANEPC, possibilita uma análise do risco mais ampla, ao permitir analisar os riscos relativos ao património, aos ocupantes e à atividade desenvolvida. Isso permite ao técnico, observar e apontar os principais pontos que afetam a segurança contra incêndio, conseguindo-se uma abordagem global de avaliação de riscos.

3.5 Razão de existirem estas aplicações

Aquando da execução de um projeto de SCIE, o técnico deverá executar o mesmo considerando as condições técnicas estabelecidas pelo artigo 15.º do RJ-SCIE, que refere “Por portaria do membro do Governo responsável pela área da proteção civil, é aprovado um regulamento técnico que estabelece as seguintes condições técnicas gerais e específicas da SCIE: a) As condições exteriores comuns; b) As condições de comportamento ao fogo, isolamento e proteção; c) As condições de evacuação; d) As condições das instalações técnicas; e) As condições dos equipamentos e sistemas de segurança; f) As condições de autoproteção.” No entanto, no caso de edifícios e recintos existentes, a aplicação de um projeto SCIE (e a sua futura implantação), que cumprisse toda a legislação, seria manifestamente desproporcionada. Assim, entendeu o legislador, através do artigo 14-A, e dentro de certos parâmetros, dispensar a aplicação de algumas disposições do RT-SCIE, que estão referidos no artigo 15.º do RJ-SCIE. Sendo assim, se na reabilitação de edifícios, ou de frações autónomas, for invocado o 14-A, o projetista determinará as medidas de segurança contra incêndio a implementar no edifício, fundamentando de forma adequada na memória descritiva do projeto de SCIE, recorrendo então a um método de análise das condições de segurança contra incêndio ou métodos de análise de risco reconhecidos pela ANEPC. Atualmente os métodos aceites são o ARICA e o GRETENER.

4. CONSIDERAÇÕES FINAIS

A Segurança Contra Incêndio em Edifícios trata de uma temática que tem sofrido uma série de avanços não só tecnológicos, mas também legislativos. Sabe-se que o risco de incêndio em meio urbano é um dos riscos mais significativos, deste modo, o estudo e o interesse pela segurança contra o risco de incêndio em edifícios têm registado uma enorme evolução em Portugal, sobretudo após a publicação do Regime Jurídico da Segurança Contra Incêndio e restante legislação complementar em 2008 (e consequentes redações).

O presente trabalho consistiu na análise de risco de incêndio, de um edifício existente, alvo de uma reabilitação, inserido na área urbana consolidada da Cidade de Castelo Branco, e para isso foram utilizados os métodos ARICA, FRAME e Gretener, com o objetivo de obter valores de risco de incêndio, permitindo atuar face a esse risco, ajustando os parâmetros de forma a obter uma maior segurança face ao incêndio. Tendo-se verificado que a situação existente tinha piores resultados do que a situação calculada pelos vários métodos utilizados, chegando esses a níveis aceitáveis, com a introdução de algumas melhorias.

Os serviços de proteção civil, dado a facilidade e proximidade de contacto local com a população, são um elo fundamental no domínio da prevenção contra o risco de incêndio urbano, assim como, no âmbito do estudo, planeamento e otimização dos mecanismos de resposta a tal risco. Além disso, a caracterização das infraestruturas, cujo objetivo é identificar geograficamente os locais onde os riscos podem ocorrer, poderá ser considerada vital para essa prevenção, planeamento e socorro, dado que permite alocar os meios materiais e humanos em situação de emergência no intervalo de tempo mais curto possível.

A legislação, seja nacional ou aplicável ao território em causa, é um dos primeiros instrumentos para mitigar estes riscos, englobando diplomas legais, normas e regulamentos que suportam medidas e posturas municipais. Sob outra perspetiva, a adoção de projetos destinados a mitigar os riscos e as vulnerabilidades é fundamental para a redução ou eliminação da possibilidade da sua ocorrência.

Têm vindo a criar-se várias metodologias de cálculo que pretendem estimar um valor de risco relativamente ao incêndio. Estas são cada vez mais completas, apresentando especificidades distintas, com o objetivo de abranger os fatores mais relevantes.

Ainda assim, deverá cada vez mais incutir-se nos profissionais, sejam eles donos de obra, entidades licenciadoras, técnicos responsáveis pela direção/fiscalização de obras e sobretudo nos cursos superiores que formam profissionais que irão lidar com estas temáticas, um maior conhecimento e como tal uma maior consciencialização da necessidade de investir na segurança contra incêndio em edifícios. E diz-se investir, porque nota-se no dia-a-dia que a segurança contra incêndio em edifícios ainda é vista por muitos dos agentes envolvidos como um gasto e não um investimento. Isso tornar-se-á extremamente vantajoso para os envolvidos no processo, tanto para uma construção nova, na escolha das melhores opções para garantir a segurança como um todo, quanto para a verificação/melhoria da proteção da edificação existente.

No sítio da APSEI, e relativamente a 2010 verifica-se que houve 10045 incêndios em habitação, resultando em 60 vítimas mortais. No sítio do ICNF e para o mesmo ano verifica-se que dos 15817 incêndios florestais resultaram lamentavelmente 3 vítimas mortais. Dos incêndios urbanos mais de 70% ocorreram em habitações/fogos, local para o qual não existe legislação.

Embora haja ainda um longo percurso a percorrer, sobretudo quando o objeto de estudo são os edifícios antigos, cuja tipologia construtiva e menor exigência legislativa anterior conferiram uma maior vulnerabilidade à destruição provocada pelos incêndios urbanos, estes edifícios devem ser intervencionados com base numa avaliação de Risco de Incêndio de forma a avaliar o grau de segurança e identificar as principais anomalias, para numa fase posterior, adotar as medidas mais adequadas, com o objetivo de reduzir o Risco de Incêndio para valores considerados aceitáveis.

REFERÊNCIAS

[1] Lei 123/2019 – *Regulamento Jurídico de Segurança Contra Incêndios em Edifícios*, Portugal, 2019.
[2] Portaria 135/2020 - *Regulamento Técnico de Segurança Contra Incêndio em Edifícios*, Portugal, 2020.
[3] Coelho, A. L., Pedro, J. B. e Marta, V. - *ARIACA: 2019- Manual de aplicação: Método de Avaliação da Segurança ao Incêndio em Edifícios Existentes*. s.l.: Laboratório Nacional de Engenharia Civil, 2020.
[4] Figueiredo, M. - *Plano Piloto de Luta Contra Incêndios e Segurança*. Guimarães: Câmara Municipal de Guimarães, 2005. ISBN:972-8050-29-1.
[5] Fernandes, A. M. S. - *Segurança ao Incêndio em Centros Urbanos Antigos*. Coimbra: Departamento de Engenharia Civil, 2006.
[6] Figueira, R., Rodrigues, J. P. C. e Coelho, A. L. - *Avaliação do Risco de Incêndio em Centros Urbanos Antigos: Parte I-Aplicação do Método ARIACA ao Centro Histórico do Funchal*. Territorium. 2011, Vol. 18, pp. 99-107.
[7] Faria, M. A. G., Coelho, A. L. e Rodrigues, J. P. C. - *Reformulação do Método ARIACA, com Vista à sua aplicação à análise de risco de incêndio dos Centros Urbanos Antigos*. Coimbra: Universidade de Coimbra, 2010.
[8] Vicente, R., et al. - *Cadernos de apoio à avaliação do Risco sísmico e de incêndio nos Núcleos Urbanos Antigos do Seixal - Caderno Geral: Risco Sísmico e de Incêndio nos Núcleos Urbanos Antigos do Seixal*. Seixal: Instituto Pedro Nunes, 2010. ISBN:978-989-97311-0-3.
[9] Macedo, M. J. M. - *Método de Gretener*. Lisboa: Verlag Dashöfer, 2008.
[10] Silveira, M. P. - *Avaliação do Risco de Incêndio em Edifícios Comerciais*. Florianopólis, Universidade Federal de Santa Catarina, 2017.
[11] Lucena, R. B. - *Aplicação Comparativa de Métodos de Mapeamento de Riscos de Incêndio nos Centros Urbanos das Cidades de Coimbra e Porto Alegre*. Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2014.
[12] Magnus, M. B. - *Análise de Risco de Incêndio: aplicação e verificação do método FRAME e possíveis medidas compensatórias em um ambiente escolar*. Porto Alegre: Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2019.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

EVACUAÇÃO DE EDIFÍCIOS – CASO DE ESTUDO DE UM EDIFÍCIO ESCOLAR

Cristina Calmeiro dos Santos*
Professor
Instituto Politécnico de Castelo Branco

Henrdovino Felso Ganhane
Engenheiro Civil
Instituto Politécnico de Castelo Branco

SUMÁRIO
O objetivo deste trabalho é o levantamento dos aspetos que influenciam o tempo de evacuação num edifício escolar, desde o comportamento humano às caraterísticas físicas do edifício e às metodologias possíveis de adotar para a gestão da emergência, com vista a calcular o tempo necessário e disponível para a evacuação do referido edifício. A evacuação de edifícios em situação de incêndio tem como propósito a proteção da vida humana que é inseparável das condições de emergência as quais são afetadas por fatores de difícil determinação e que necessitam de ser definidos para estimar o tempo e as condições de evacuação.

PALAVRAS-CHAVE: Incêndio; Segurança; Evacuação; Edifício escolar; Simulação.

1. INTRODUÇÃO

A norma NFPA 101 (2021) define que a evacuação total do edifício ocorre quando todos ou a maior parte dos ocupantes deixa um edifício de forma ordenada ou não [1]. Ono (2010) [2] refere, nos seus estudos, que as estratégias de evacuação se apresentam divididas em estratégias tradicionais e em novas estratégias de evacuação. As estratégias tradicionais de evacuação são as previstas nas exigências regulamentares de segurança contra incêndio. A introdução de novas estratégias de evacuação de edifícios justifica-se com o aumento da altura dos edifícios ao longo dos anos e consequente aumento do efetivo do edifício, com o facto da população ser cada vez mais obesa e mais idosa afetando a mobilidade das pessoas, principalmente em escadas.

Em Portugal, o Regulamento Jurídico de Segurança Contra Incêndios em Edifícios, Lei 123/2019 [3], permite a utilização de elevadores, recorrendo a metodologias devidamente justificadas e baseadas no desempenho. Assim, os elevadores são exemplo de meios opcionais à evacuação de edifícios. A instalação de pisos de refúgio e pontes de interligação entre edifícios também podem ser considerados novos meios de evacuação [4, 5, 6].

*Autor correspondente – Instituto Politécnico de Castelo Branco. Av. do Empresário, Campus da Talagueira, 6000-767 Castelo Branco. PORTUGAL. Telef.: +351 272 339 300. e-mail: ccalmeiro@ipcb.pt

O tempo de evacuação é determinado utilizando modelos que se baseiam principalmente no movimento de pessoas em condições que não coincidem com uma situação de incêndio real. Existem vários métodos simplificados para determinar o tempo de evacuação os quais permitem avaliar os tempos de percurso que resultam na evacuação completa do edifício em casos de emergência, tais como o Método de Predtechenskii-Milinskii (1978) [7] o Método do LNEC (Laboratório Nacional de Engenharia Civil) e o Método de Van Bogaert (Método Belga) [8].

Também existem modelos computacionais de evacuação os quais permitem minimizar as deduções empíricas utilizadas pelos métodos simplificados, como os anteriormente referenciados, recorrem. O Pathfinder é um software desenvolvido pela Thunderhead Engineering, usado para fazer a análise de vários cenários, permitindo ao utilizador inserir a geometria dos espaços, definir parâmetros e obter resultados. O Pathfinder permite a realização de simulações com um elevado nível de movimento de pessoas, com outputs interativos em alta-definição (3D), e respostas rápidas e fiáveis. Para além da exibição em 3D, o Pathfinder fornece gráficos ilustrativos da ocupação de salas e fluxos das portas permitindo avaliar pontos de congestionamento.

2. CASO DE ESTUDO

Para a análise das condições de segurança contra incêndio e pânico para evacuação de todos os ocupantes de um edifício escolar foram aplicados métodos simplificados para o cálculo dos tempos de evacuação e também foi possível estimar os tempos de evacuação com recurso a simulações feitas por software. O estudo surge da preocupação do autor e da sua equipa de apoio de saber quanto tempo tardaria uma operação de evacuação do bloco D da Escola Superior de Tecnologia do Instituto Politécnico de Castelo Branco (EST-IPCB) (Fig. 1) considerando dois cenários. Um primeiro cenário (Cenário A) onde o foco de incêndio se localiza no auditório D5 e um segundo cenário (Cenário B) em que o foco de incêndio se encontra localizado no armazém – oficina de marcenaria.



Figura 1: Escola Superior de Tecnologia do Instituto Politécnico de Castelo Branco (EST-IPCB) – bloco D.

2.1 Fundamentação do caso estudo

O estudo foi realizado em dois espaços (auditório D5 e armazém – oficina de marcenaria) que fazem parte do Bloco D da EST-IPCB, que por sua vez é de domínio inteiramente público, e tendo em conta a natureza do edifício e a responsabilidade social que tem no seio da sociedade civil, é de extrema importância que o mesmo esteja preparado para receber todo o tipo de pessoas e em quaisquer condições físicas (mobilidade reduzida ou condicionada, deficiência visual ou auditiva, idade avançada, etc.) (Fig. 2). Deu-se especial enfoque ao estudo das condições de evacuação em situação de incêndio do auditório D5, com uma lotação de 124 lugares, mas que no momento do incêndio se encontrava ocupado por 120 pessoas em perfeitas condições de mobilidade, e do armazém – oficina de marcenaria, que se considerou ocupado por um total de 9 pessoas, oito estudantes e um docente, sendo que todos eles se encontram em perfeitas condições de mobilidade.



a) b)

Figura 2: Bloco D da EST-IPCB. a) auditório D5; b) armazém - oficina de marcenaria.

2.2 Aplicação do Método de Predtechenskii-Milinskii

Como já se referiu existem vários estudos sobre o modo como as pessoas se movimentam no interior de um edifício numa emergência, tendo como objetivo estimar o tempo necessário para evacuação completa. Coelho et al (2010) efetuou uma análise sobre os principais métodos relacionados com esta área [8]. Alguns dos métodos mostraram-se muito complexos com variáveis difíceis de determinar e, por isso, neste trabalho optou-se pela aplicação do Método de Predtechenskii-Milinskii, o mais simples e com resultados muito fiáveis tal como constatou Miguel et al (2010) nos seus estudos [8].

Cenário A: Foco de incêndio localizado no auditório D5
No presente cenário considerou-se duas situações distintas no que diz respeito ao caminho de evacuação a ser usado pelos ocupantes, isto é, na situação a) os ocupantes saem pela saída de emergência que se encontra logo em frente à porta do auditório D5, e na situação b) considera-se que os ocupantes percorrem o caminho de evacuação que dá acesso à porta principal do bloco D, que por sinal é aquela com a qual os ocupantes estão mais familiarizados. A influência da distância percorrida até às saídas de acesso exterior apenas será notória no cálculo dos tempos de evacuação, visto que no cálculo das velocidades a distância percorrida não tem influência.

O Tempo Total de Evacuação tem por objetivo estimar o tempo total de evacuação para as duas situações distintas de caminhos a percorrer, ou seja:

Para a situação a)

$T_{TE} = \sum (T_P + T_V) \Rightarrow T_{TE} = 11,101 + 17,3918 + 291,7761 = 320,2689$ s

- Para a situação b)

$T_{TE} = \sum (T_P + T_V) \Rightarrow T_{TE} = 53,1549 + 16,2871 + 291,7761 = 361,22$ s

Cenário b): Foco de incêndio localizado no Armazém
Localizada no rés do chão, para este caso considera-se que o incêndio ocorre no armazém (marcenaria) do bloco D e que a mesma é a única sala que se encontra ocupada no momento do incêndio, que se inicia naquele espaço. Aquando do início do incêndio a oficina encontra-se com apenas 9 ocupantes, que se consideram estar em perfeitas condições de movimento.

$T_{TE} = \sum (T_P + T_V) \Rightarrow T_{TE} = 17,0309 + 14,4416 = 31,4725$ s

2.3 Aplicação do Método do LNEC

O método LNEC introduz o conceito de "atração" de uma malha de transição sobre os ocupantes que depende da distância entre a malha de saída e o ocupante (fator de proximidade), largura da saída (fator de fluxo) e a visibilidade direta entre a saída e o ocupante (fator de visibilidade). A adoção deste critério que faz intervir os fatores anteriormente referidos, devidamente ponderados, evitando minimizar ou maximizar qualquer um deles, conduz a resultados mais realistas do que uma simples maximização dos fluxos ou minimização do tempo. Porém, tendo em conta que a situação mais crítica em análise no presente trabalho, é a do auditório D5 (por se encontrar praticamente lotado), e sabendo-se que o mesmo apenas tem uma porta de saída, a análise proposta pelo método do LNEC torna-se assim irrelevante, pois os fatores de proximidade, de fluxo e de visibilidade dependem da atração que uma determinada saída exerce sobre os ocupantes de um determinado espaço, partindo do princípio de que o mesmo tem mais de uma saída. Quanto ao armazém, e embora o mesmo tenha quatro saídas de evacuação, devido ao reduzido número de ocupantes (9 pessoas) e à área do mesmo (110,45 m^2), torna-se irrelevante fazer a aplicação do método do LNEC.

2.4 Aplicação da Variante Escolar do Método Belga

Para a aplicação da Variante Escolar do Método Belga considera-se que o Bloco D (edifício de dois pisos: Rés do Chão e 1º Andar), tem as seguintes características: Efetivo de 210 ocupantes (alunos e professores) distribuídos por 7 salas localizadas no 1º andar, separadas por um corredor central; Duas escadas, uma com 22 degraus e a outra com 20 degraus, com larguras de 1,60 m e 0,90 m respetivamente; Ambas as escadas são utilizadas em situações distintas que serão descritas oportunamente; A distância entre a sala mais próxima de uma das escadas utilizada é dada pela média aritmética das distâncias que vão da escada às demais salas que convergem para a mesma; Consideram-se duas situações de divisão em setores, no cenário (i) considera-se que o piso está dividido em dois setores, no cenário (ii) considera-se apenas um setor.

Cenário (i): Existem dois setores e os ocupantes do primeiro andar usam as duas escadas disponíveis (Fig. 3).

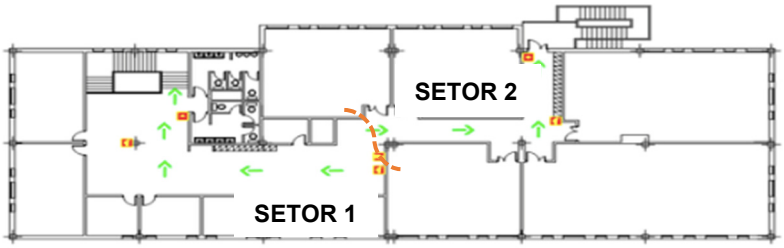


Figura 3: Bloco D da EST-IPCB. Planta do 1º piso dividida em dois setores.

O Tempo Total de Evacuação vem para o Setor 1:
$T = T_P + 13 \times (k-1) = (20 + 8{,}29 + 23{,}64) + 13 \times (3 - 1) = 77{,}93$ s

Para o Setor 2:
$T = T_P + 13 \times (k-1) = (20 + 9{,}17 + 45{,}45) + 13 \times (4 - 1) = 113{,}62$ s

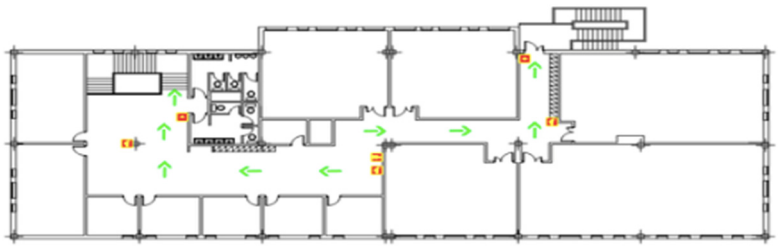


Figura 4: Bloco D da EST-IPCB. Planta do 1º piso com apenas um setor.

Cenário (ii): Existe apenas um setor e todos os ocupantes do primeiro andar usam a mesma escada (Fig. 4).

O Tempo Total de Evacuação vem:
$T = T_P + 13 \times (k-1) = (20 + 14{,}56 + 23{,}64) + 13 \times (7 - 1) = 136{,}20$ s

2.5 Análise com Recurso ao Software de Simulação Pathfinder

O Pathfinder é um software desenvolvido pela Thunderhead Engineering, que é uma empresa dedicada ao desenvolvimento de sofwares de simulação para as áreas científicas e de engenharia, permitindo que o utilizador insira a geometria dos espaços, defina parâmetros e obtenha resultados. No presente trabalho, este software é usado para fazer a análise dos vários cenários que já foram analisados analiticamente pelos métodos de Predtechenkii-Milinskii e Belga-Variante Escolar. O objetivo é comparar os resultados obtidos analiticamente com os resultados obtidos por simulação (Pathfinder), e daí tirar as devidas conclusões.

Cenário A: Foco do Incêndio localizado no Auditório D5
À semelhança da análise analítica, o auditório D5 será aqui também considerado como o local onde se inicia o incêndio, e o mesmo encontra-se identificado na Fig. 5. São realizadas cinco simulações com recurso ao software Pathfinder, e o objetivo passa por obter resultados que irão permitir que se faça uma análise crítica e comparativa dos mesmos posteriormente.

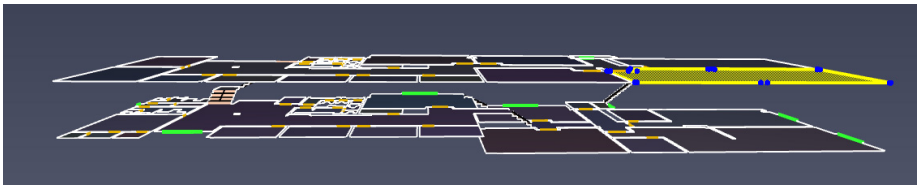
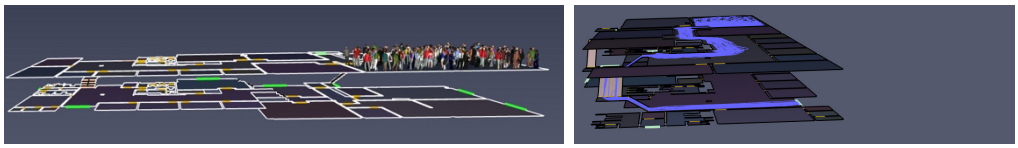


Figura 5: Identificação do Auditório D5 (destacado em amarelo).

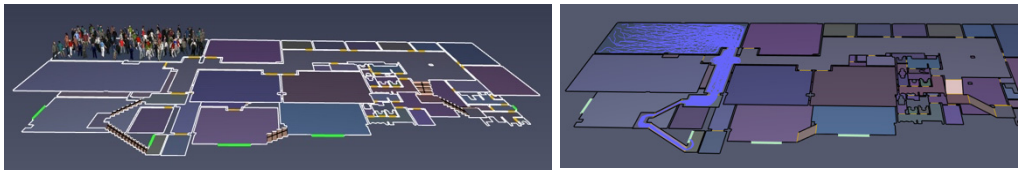
1ª Simulação – Todos os ocupantes usam o caminho de evacuação que lhes é familiar
Considera-se que apenas o auditório D5 se encontra ocupado (Fig. 6a) e que nenhuma outra pessoa se encontra nos restantes compartimentos do bloco D quando se inicia o incêndio. Com um efetivo de 120 pessoas, quando se dá o alarme de incêndio, os ocupantes do auditório D5 dão início à operação de evacuação, seguem o caminho ilustrado na Fig. 6b) e usam a porta principal do bloco D para ter acesso à parte exterior do edifício.



a) b)

Figura 6: a) Localização dos ocupantes; b) Caminho de evacuação usado pelos ocupantes

2ª Simulação – Todos os ocupantes usam a saída de emergência mais próxima
Considera-se que apenas o auditório D5 se encontra ocupado (Fig. 7a) e que nenhuma outra pessoa se encontra nos restantes compartimentos do bloco D quando se inicia o incêndio. Com um efetivo de 120 pessoas, quando se dá o alarme de incêndio, os ocupantes do auditório D5 dão início à operação de evacuação, seguem o caminho ilustrado na Fig. 7b) e usam a porta de emergência que se encontra logo em frente à porta do auditório, para terem acesso à escada exterior que dá acesso ao exterior do edifício.

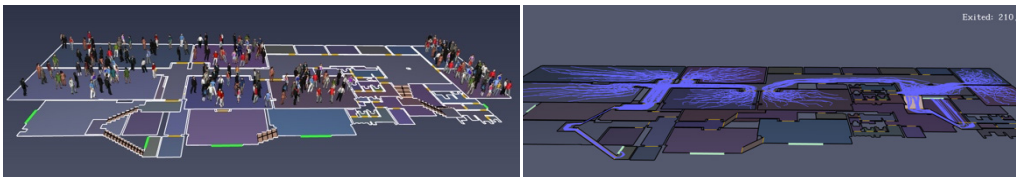


a) b)

Figura 7: a) Localização dos ocupantes; b) Caminho de evacuação usado pelos ocupantes

3ª Simulação - Considera-se que o piso está dividido em dois setores

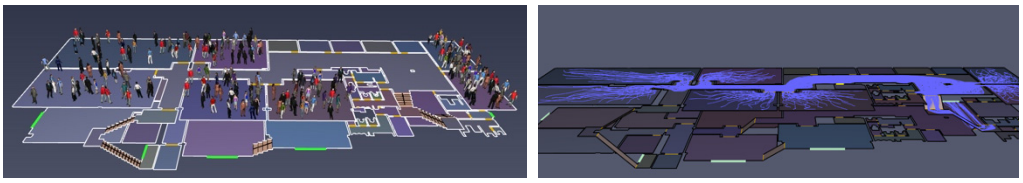
Ao considerar o primeiro piso dividido em dois setores faz com que se divida os fluxos de ocupantes que aderem às duas vias de evacuação para o exterior do edifício. Assim, conforme ilustra a Fig. 8a), todas as salas encontram-se ocupadas por 30 pessoas cada, e, os ocupantes das quatro salas mais à esquerda usam a saída de emergência para abandonarem o edifício, enquanto os das restantes salas usam a via de evacuação que lhes é mais familiar, conforme mostra a Fig. 8b). Considera-se assim que, aquando do princípio do incêndio, o edifício encontra-se ocupado por 210 pessoas divididas por 7 salas.



a) b)

Figura 8: a) Localização dos ocupantes; b) Caminhos de evacuação usados pelos ocupantes

4ª Simulação - Considera-se que o primeiro piso tem apenas um setor



a) b)

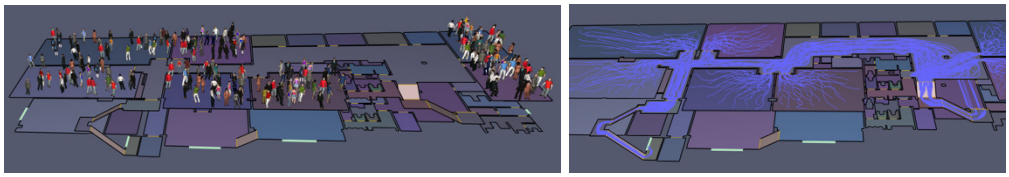
Figura 9: a) Localização dos ocupantes; b) Caminho de evacuação usado pelos ocupantes

Nesta simulação considera-se que o primeiro piso compreende apenas um setor, e que, portanto, todos os ocupantes usam a mesma via de evacuação e dirigem-se à porta principal do bloco D para poderem abandonar o edifício (Fig. 9a). E, conforme Fig. 9b), todas as salas encontram-se ocupadas por 30 pessoas cada (210 ocupantes distribuídos por 7 salas).

5ª Simulação – Os ocupantes escolhem os caminhos de evacuação de forma aleatória

Considera-se que todas as salas do primeiro piso se encontram ocupadas (Fig. 10a) e que a escolha do caminho de evacuação é feita de forma aleatória (Fig. 10b) e muito baseada na

conveniência. Os 210 ocupantes do edifício dão início à operação de evacuação logo que se ouve o alarme.



a) b)

Figura 10: a) Localização dos ocupantes; b) Caminho de evacuação usado pelos ocupantes

Cenário B: Foco do Incêndio localizado no Armazém – oficina de marcenaria
O armazém – oficina de marcenaria será o local onde se inicia o incêndio (Fig. 11). Para este caso realiza-se apenas uma simulação com recurso ao software Pathfinder e o objetivo passa por obter resultados que irão permitir que se faça uma análise dos resultados obtidos através da simulação com os obtidos analiticamente.

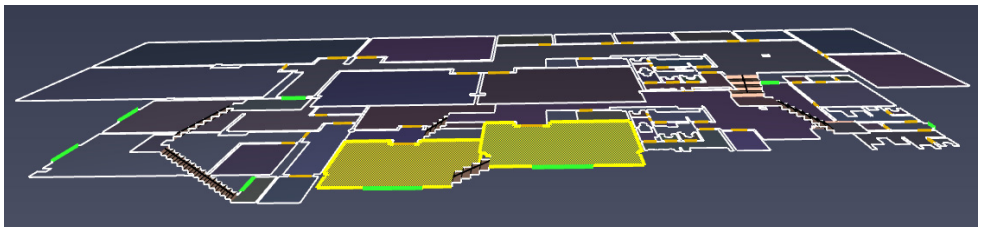
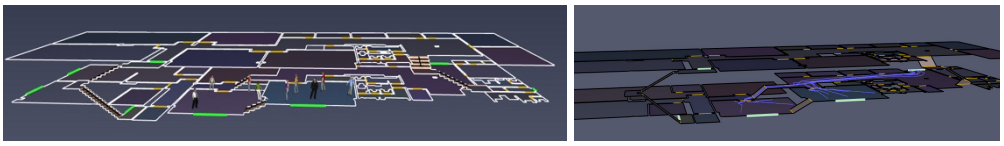


Figura 11: Identificação do Armazém – oficina de marcenaria (destacado em amarelo)

6ª Simulação - Todos os ocupantes usam o caminho de evacuação que lhes é familiar
Considera-se que apenas o armazém – oficina de marcenaria se encontra ocupado (Fig. 12a) e que nenhuma outra pessoa se encontra nos vários compartimentos do bloco D quando se inicia o incêndio. Com uma população de 9 pessoas, quando se ouve o alarme de incêndio, os ocupantes do armazém dão início à operação de evacuação seguindo o caminho de evacuação (Fig. 12b) e usam a porta principal de acesso ao bloco D para abandonar o mesmo.



a) b)

Figura 12: a) Localização dos ocupantes; b) Caminho de evacuação usado pelos ocupantes

3. RESULTADOS

O Quadro 1 e o Quadro 2, mostram de forma resumida, os resultados obtidos pelos métodos de Predtechenskii-Milinskii e o software Pathfinder, e o método Belga-Variante Escolar e o software Pathfinder. o objetivo é fazer uma comparação dos resultados obtidos através da aplicação dos métodos analíticos com os obtidos através do software de simulação Pathfinder.

Quadro 1: Método de Predtechenskii-Milinkskii e software Pathfinder

Método de Predtechenskii-Milinskii			Software Pathfinder		
Cenário	Situação	Tempo de Evacuação (s)	Cenário	Simulação	Tempo de Evacuação (s)
A	i	320, 27	A	1ª	214,3
A	ii	361,22	A	2ª	152,4
B		31,47	B	6ª	28,1

Quadro 2: Método Belga-Variante Escolar e software Pathfinder

Método Belga-Variante Escolar			Software Pathfinder		
Cenário	Situação	Tempo de Evacuação (s)	Cenário	Simulação	Tempo de Evacuação (s)
A	i	113,62	A	3ª	211,6
B		136,19	B	6ª	180,5

O Quadro 1 permite perceber que enquanto os resultados para o cenário B são relativamente próximos, os do cenário A são demasiado dispares, sendo que os obtidos a partir do método analítico de Predtetchenskii-Milinskii são muito superiores aos obtidos pelo software Pathfinder. Tal diferença é em grande parte originada pelo tempo de estrangulamento (TV) obtido pelo método de Predtchenskii-Milinskii, sendo que o mesmo, quando considerado isoladamente, supera os valores de evacuação obtidos através da simulação (TV=291,7761 s). Contrariamente, os fluxos específico e total obtidos através do software são muito maiores que os obtidos de forma analítica para a 1ª e 2ª simulações. Compreende-se que os ocupantes atravessam os vãos de evacuação (portas) com maior fluidez, o que faz com que o abandono total do Auditório D5 seja feito em menos de 110 segundos na primeira simulação, e menos de 100 segundos na segunda simulação. Para o cenário B, Quadro 1, o facto de os tempos de evacuação serem relativamente próximos deve-se aos valores dos fluxos específico e total registados tanto de forma analítica como através da simulação, sendo que em ambas as situações os valores são muito parecidos, devendo-se isso ao número reduzido de ocupantes presentes no armazém – oficina de marcenaria aquando do início do incêndio.

Analisando o Quadro 2 e, para ambos os cenários, os valores dos tempos de evacuação obtidos pela via analítica são inferiores aos obtidos pela aplicação do software, e isso faz sentido, tendo em consideração que o método belga-variante escolar, pressupõe que só é necessário que se efetue a evacuação dos pisos acima ou abaixo do piso de referência (piso zero).

Uma outra simulação (5ª Simulação), com a finalidade de comparação de valores e identificação de uma situação ótima, na qual se considera que os ocupantes fazem a escolha dos caminhos a percorrer, de forma aleatória e conveniente, de acordo com a análise por eles feita em cada estágio do incêndio. Dessa simulação resultou que o tempo de evacuação para o abandono total do edifício, é de 152,4 s, isto é, menor que os tempos anteriormente registados, o que leva a crer que esta é provavelmente a situação que melhor se aproxima da realidade, tendo em conta o comportamento das pessoas em situação de emergência.

4. CONCLUSÕES

Com a aplicação de métodos analíticos é possível chegar-se a valores elucidativos dos tempos de evacuação para vários tipos de edifícios, e com a utilização de softwares de simulação, esse processo torna-se ainda mais rápido e eficaz. Contudo, existe ainda um longo caminho a percorrer-se, no que diz respeito a evacuação em situação de incêndio em edifícios pois, por maiores que sejam os avanços tecnológicos nessa área, o comportamento humano continuará a ser o maior desafio dada à sua imprevisibilidade.

REFERÊNCIAS

[1] NFPA 101 - *Life Safety Code: Code for Safety to Life from Fire in Buildings and Structures*, NFPA, Quincy, 2000.
[2] Ono, R. - *O Impacto do Método de Dimensionamento das Saídas de Emergência sobre o Projeto Arquitetónico de Edifícios Altos: uma Análise Crítica e Proposta de Aprimoramento*, Tese de Doutoramento, Faculdade de Arquitetura e Urbanismo da Universidade de São Paulo, 2010, 489 p.
[3] Lei 123/2019 – *Regulamento Jurídico de Segurança Contra Incêndios em Edifícios*, Portugal, 2019.
[4] Oldfield, P.F. - *Bridging the Gap: Proposed Evacuation Links at Height in the World Trade Center Design Entries*, In: Council on Tall Buildings and Urban Habitat World Congress. 7, 2005.
[5] Pauls, J. - *Performance of means of egress: Conducting the research needed to establish realistic expectations*, Proceedings of the 7th International Conference on Performance-Based Codes and Fire Safety Design Methods, Auckland, 2008,
[6] Bukowski, R. - *Emergency egress from buildings. Part 1: History and current regulations for egress systems design*, Proceedings of the 7th International Conference on Performance-Based Codes and Fire Safety Design Methods, 2008.
[7] Predtechenskii, V.M., Milinskii, A.I. - *Planning for Foot Traffic in Buildings* (translated from the Russian), Stroizdat Publishers, Moscow (1969). English translation published for the National Bureau of Standards and the National Science Foundation, Amerind Publishing Co., Nova Deli, India, 1978.
[8] Coelho, A. L. - *Incêndios em Edifícios*, Orion Editora, Lisboa, 2010, 1056 p.
[9] Miguel, A. S., Góis, J., Silva, J. - *Study on workers' evacuation in an industrial company*, Safety Science, 48, 2010, p. 1050-1053.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

FLOOD RISK ASSESSMENT OF THE HISTORIC CITY CENTRE OF AVEIRO, PORTUGAL

Alberto Barontini *
Researcher
University of Minho, Guimarães

Mayra Estrella
Master student
University of Minho, Guimarães

Alkmini Firtinidou-Stergiou
Master student
University of Minho, Guimarães

Margherita Rago
Master student
University of Minho, Guimarães

Chenxin J. Yee
Master student
University of Minho, Guimarães

Tiago Miguel Ferreira
Professor
University of the West of England, Bristol

Daniel V. Oliveira
Professor
University of Minho, Guimarães

Paulo B. Lourenço
Professor
University of Minho, Guimarães

ABSTRACT
Historic city centres demonstrated to be particularly vulnerable and sensitive to flood hazard. Therefore, evaluating and monitoring the risk and, consequently, proposing the implementation of appropriate risk mitigation measures is paramount. The present study addresses this challenge by discussing the application of a recently developed flood risk assessment approach which combines flood hazard and building vulnerability indicators to the historic city centre of Aveiro (Portugal). In particular, the study focused on the Beira Mar neighbourhood, one of the most picturesque of the city. A mixed on-site and remote survey strategy allowed the inspection and evaluation of the vulnerability of about 500 buildings. The combination of this information with the hazard maps for 20 years returns period events produced a reliable estimation of the level of risk, for future decision making and mitigation planning.

*Corresponding author – University of Minho, ISISE, Department of Civil Engineering, Guimarães, Portugal
email: albe.barontini@gmail.com

KEYWORDS: Flood vulnerability assessment; historic centre; heritage buildings; Beira Mar neighbourhood; Flood hazard.

1. INTRODUCTION

Vicinity to sources of water has always played a relevant role in urban development. Thus, many historic city centres are currently located close to sea, river or lake shores. However, at the same time, this exposes these settlements to the threat of flooding, also endangering buildings with high and irreplaceable cultural value. This natural hazard is responsible for significant lives and economic losses, affecting thousands of people all over the world [1], [2].

The evaluation of the building vulnerability, especially for the case of historic sites and structures, is, thus, paramount, since they demonstrated the propensity to feature certain characteristics that increase their sensitivity to flooding hazards [3-5].

Indicator-based approaches are expedited and robust strategies to quickly screen the sensitivity of a large building stock to a specific hazard or a combination of them. These tools are potentially useful to inform policy making and risk management. Despite their wide-spread application for seismic risk assessment, only few methodologies have been developed and implemented to assess flood-prone buildings [6-8].

To this end, the present study is concerned with the evaluation of flood risk in the *Beira Mar*, one of the most picturesque neighbourhoods of Aveiro (Portugal) through a recently developed approach, described in Section 2, which combines flood hazard and building vulnerability indicators. Due to the peculiar environment in which Aveiro is located and, in particular, the *Ria* de Aveiro and the system of canals within the city, the historic centre is highly prone to flooding, as reported in Section 3.

A total of 495 buildings were surveyed and evaluated (Section 4) and the results were integrated into a Geographic Information System (GIS) tool, together with expected flood hazard scenarios, to analysis and communicate flood risk (Section 5).

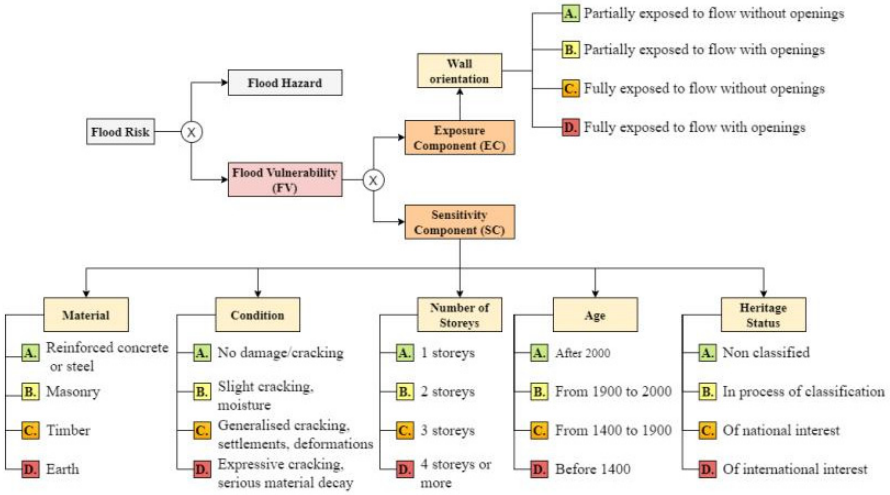


Figure 1: Formulation of the methodology, indicators and attributes.

2. METHODOLOGY

The vulnerability assessment methodology that is here adopted was firstly proposed by Miranda & Ferreira [2]. The methodology aims at evaluating the vulnerability by producing a flood vulnerability index (FV) for each investigated building, based on the presence of specific indicators of its exposure and susceptibility. In particular, six indicators are considered: (i) wall orientation; (ii) material; (iii) condition; (iv) number of storeys; (v) age; (vi) heritage status. Each one is classified according to a four-scale attribute corresponding to a numerical rating.
The FV of a building is considered a measure of the expected severity of the physical impact of the flood on it, in comparison to other assessed buildings.

3. CASE STUDY

The *Beira Mar* in Aveiro is a neighbourhood just outside the original centre of the city, occupied since the 16th century, upon a growth of the population, that assumed the actual organisation in the 19th century. This area is characterised by the so-called gothic-mercantile houses which are inserted in narrow and deep lots attached to one another and commonly feature a dining room facing the street and a kitchen in the rear of the building, connected through a long corridor perpendicular to the street. The investigated area comprises 495 buildings over approximately 118.000 m^2 and was divided into five survey zones, according to the main streets (Figure 2).

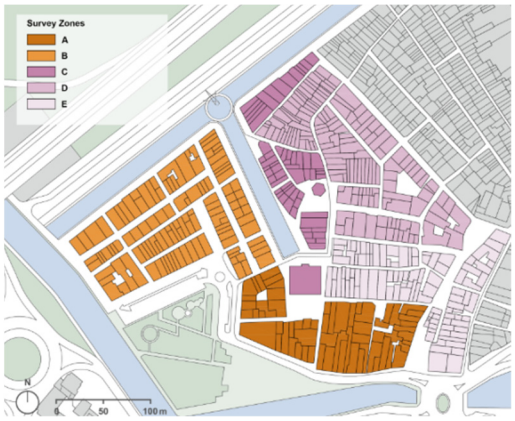


Figure 2: *Beira Mar* neighbourhood and survey zones.

4. ON-SITE SURVEY

A Google form checklist was implemented to support a rapid data collection and processing. The survey of the five zones was completed in three consecutive stages. A first inspection was carried out on-site, addressing 242 buildings in Zone A, B and C. In the second stage, a remote survey of Zone D and E was conducted via Google Earth and Street View, evaluating 253 buildings. The remote survey was facilitated by the previous on-site activity that provided an insight into the urban morphology and building features. This approach has been already successfully used for seismic vulnerability assessment [9], [10] and is a valuable strategy for a cost-effective evaluation. A final validation and completion of the survey for these two zones was carried out again on site, focusing on buildings that were not visually accessible through remote supports.

During the on-site activities, a thermographic survey was conducted to support the identification of the construction materials for plastered buildings, especially in case of reinforced concrete, which would not have been clearly distinguished, otherwise.

5. RISK ASSESSMENT

Thus, the information collected on-site and remotely allowed the classification of the attributes for the six indicators of the methodology, described in Section 2. The distribution of the attributes in terms of inspected building percentage is presented in Figure 3. In the investigated area, the buildings are mainly fully exposed with openings to the flow with a smaller percentage that is partially exposed with openings. 86% of the buildings are either in good condition or affected by minor anomalies. Eight buildings present a local/municipal heritage value, belonging to the set of Art Nouveau style houses. Despite the use of thermographic camera, the definition of the construction material was not always possible with a sufficient degree of certainty, especially due to the well-known presence of adobe traditional buildings in the city centre of Aveiro. Even though, for many buildings, it was hardly possible to distinguish between masonry and earth-based structural elements, a sensitivity analysis demonstrated that the classification of the vulnerability

was only slightly affected by this indicator. Therefore, in case of uncertainty, the buildings were classified as made of masonry, with this class containing 67% of the total investigated assets.

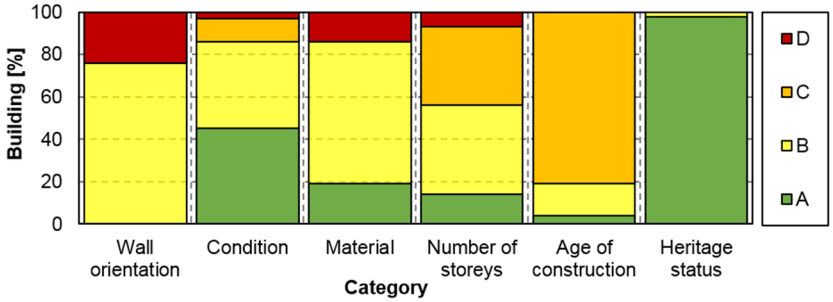


Figure 3: Flood vulnerability indicators distribution histograms.

In figure 4a, the geographical distribution of the FV index is shown, demonstrating a strong influence of the exposure component on the index. Indeed, the most concerning buildings are located along the canals. Based on the FV value, three levels of vulnerability are defined as follows: (i) low; (ii) moderate; (iii) high. Index values of 20 and 40 are set as thresholds and the spatial distribution of the three levels is reported in Figure 4b.

The flood hazard scenarios were defined in collaboration with the University of the West of England. Hereafter, frequent events with a return period of 20 years, according to the Portuguese Decree-law no. 115/2010 of 22 October, are considered. Moreover, a single hazard index was estimated based on the flood depth (y) and velocity (v), according to the following formula:

$$H = y \cdot (v + 0.5) \tag{1}$$

The hazard index is used to define five hazard levels, according to the thresholds and ranges presented in Figure 5: (i) negligible; (ii) low; (iii) moderate; (iv) high; (v) extreme. Within the investigated area, the estimated flood velocity, for a 20-year scenario, is equal to 0.05 m/s, whereas the flood depth is on average equal to 0.93 m. Out of the 228 buildings affected by the flood, a water height between 1.5 and 2.5 m is expected for 26 building (about 5%). Indeed, these 5% of buildings are considered as subjected to a moderate hazard level. 81% of the building, instead, are in a negligible hazard level. In Figure 4c, the spatial distribution of the hazard level is reported.

Finally combining the aforementioned levels of vulnerability and hazard, a four-level scale flood risk matrix is obtained, as presented in Figure 5. Figure 4d shows the risk map for the 20-year return period. Considering the 495 surveyed buildings, 77% of them present low flood risk, 13% moderate and about 10% high. Buildings with higher risk are closer to the canal, a significant number of them being located along one of the main streets, namely R. João Mendonça.



(a) (b)

(c) (d)

Figure 4: Indicator distribution over the study area: (a) Flood Vulnerability index; (b) vulnerability levels; (c) hazard levels; (d) risk levels.

Flood Risk Matrix						
Flood Risk		Hazard				
		Negligible 0.0 – 0.5	Low 0.75 – 1.25	Moderate 1.25 – 2.50	High 2.50 – 7.00	Extreme >7.00
Vulnerability	High 0.4 – 1.0	2	3	3	4	4
	Moderate 0.2 – 0.4	1	2	3	3	4
	Low 0.0 – 0.2	1	1	2	3	3

Figure 5: Flood risk matrix, hazard levels with corresponding range of hazard indicator (H) and vulnerability levels with corresponding range of vulnerability index (FV).

6. CONCLUSION

The present paper reported and discussed the results of a thorough flood risk assessment study carried out on a total of about 500 buildings in the *Beira Mar* neighbourhood of Aveiro (Portugal). A combined, on-site and remote survey approach was implemented to ensure a rapid and cost-effective assessment of this large building stock. During this process it was observed that the most vulnerable buildings were the ones located along the length of the canals, being thus also the ones exposed to the higher level of hazard for the investigated 20-year return period. Finally, by merging the hazard scenario with the previously assessed flood vulnerability, the level of risk for each building was estimated. Even though almost about 10% of the buildings are considered at high risk in the scenario of frequent flood event, it is concluded that the flood risk for the investigated area is relatively low, and effective mitigation strategies can focus on the buildings located within the identified flood-prone area.

ACKNOWLEDGMENTS

This work was partly financed by FCT/MCTES through national funds (PIDDAC) under the R&D Unit Institute for Sustainability and Innovation in Structural Engineering (ISISE), under reference UIDB /04029/2020, and under the Associate Laboratory Advanced Production and Intelligent Systems ARISE under reference LA/P/0112/2020. Authors acknowledge all the technical and financial support provided within the framework of the International SAHC Masters Course (www.msc-sahc.org).

REFERENCES

[1] UNISDR, 'Flood hazard and risk assessment', in *Words into Action Guidelines: National Disaster Risk Assessment Hazard Specific Risk Assessment*, 2017, pp. 1–16. Accessed: Nov. 13, 2021. [Online]. Available: https://www.undrr.org/publication/flood-hazard-and-risk-assessment

[2] F. N. Miranda and T. M. Ferreira, 'A simplified approach for flood vulnerability assessment of historic sites', *Nat Hazards*, vol. 96, no. 2, pp. 713–730, Mar. 2019, doi: 10.1007/s11069-018-03565-1.

[3] C. Arrighi, F. Castelli, and B. Mazzanti, 'Floods and cultural heritage: risk assessment and management for the city of Florence, Italy', in *Proceedings of the 4th IAHR European Congress*, Liege, 2016.

[4] P. Kumar, 'Crowdsourcing to rescue cultural heritage during disasters: A case study of the 1966 Florence Flood', *International Journal of Disaster Risk Reduction*, vol. 43, p. 101371, Feb. 2020, doi: 10.1016/j.ijdrr.2019.101371.

[5] S. G. Lanza, 'Flood hazard threat on cultural heritage in the town of Genoa (Italy)', *Journal of Cultural Heritage*, vol. 4, no. 3, pp. 159–167, Jul. 2003, doi: 10.1016/S1296-2074(03)00042-6.

[6] P. B. Julià and T. M. Ferreira, 'From single- to multi-hazard vulnerability and risk in Historic Urban Areas: a literature review', *Nat Hazards*, vol. 108, no. 1, pp. 93–128, Aug. 2021, doi: 10.1007/s11069-021-04734-5.

[7] V. Stephenson and D. D'Ayala, 'A new approach to flood vulnerability assessment for historic buildings in England', *Natural Hazards and Earth System Sciences*, vol. 14, no. 5, pp. 1035–1048, May 2014, doi: 10.5194/nhess-14-1035-2014.
[8] Balica, S.F., 'Development and application of flood vulnerability indices for various spatial scales', Delft : UNESCO-IHE Institute for Water Education, 2007. Accessed: Dec. 11, 2021.
[9] H. Stone, D. D'Ayala, and S. Wilkinson, 'The use of emerging technology in post-disaster reconnaissance missions', *EEFIT Report*, 2017.
[10] H. Stone, V. Putrino, and D. D'Ayala, 'Earthquake Damage Data Collection Using Omnidirectional Imagery', *Frontiers in Built Environment*, vol. 4, 2018, Accessed: Mar. 04, 2023. https://www.frontiersin.org/articles/10.3389/fbuil.2018.00051.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

REABILITAÇÃO DE EDIFÍCIOS EM ESTRUTURA METÁLICA DANIFICADOS POR INCÊNDIOS FLORESTAIS

Hugo Ferreira
Eng. Civil
ISEC/IPC - Coimbra

António Correia *
Professor
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

João P. Gouveia
Professor
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

Susana Meneses
Professor
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

SUMÁRIO
O presente artigo tem como foco principal os danos em estruturas metálicas provenientes de incêndios de interface urbano-florestal, tendo por referência os trágicos acontecimentos ocorridos no ano de 2017, em Portugal. Para o desenvolvimento do trabalho, foi adotado um caso de estudo num edifício industrial em estrutura metálica e num dimensionamento ao fogo, segundo a *NP EN 1993-1-2, EC3*, bem como no reaproveitamento de elementos metálicos. Os resultados assentam num estudo comparativo e de gestão, da proteção passiva das estruturas metálicas na integridade das estruturas, o procedimento de cálculo aplicado a um edifício real, e que permitem realizar a comparação de custos associados a cada solução. No que toca à reutilização de estruturas atingidas pelo fogo, a legislação é omissa.

PALAVRAS-CHAVE: Estrutura Metálica; Incêndio; Florestal; Proteção Passiva; Reabilitação

1. INTRODUÇAO

Os incêndios florestais são uma das maiores ameaças ao ambiente, problemática cada vez mais na ordem do dia, quer pela sua inevitabilidade, quer pelos avultados danos humanos e materiais causados com factos foram apresentados em diversos trabalhos científicos (*CTI, 2017; CTI, 2018; Viegas, X, 2019; Prates, P., 2018; Ferreira, H., 2022*). Verifica-se que os incêndios são extensíveis a estruturas industriais e habitacionais em espaços próximos das zonas florestais. O incêndio na interface urbano-florestal é particularmente preocupante, devido ao tipo de infraestruturas que se localizam nestas zonas, nomeadamente as industriais. As estruturas metálicas ocupam um lugar de destaque nos edifícios industriais, quer pela versatilidade, quer pela rapidez de produção e montagem em obra, quer pela competitividade resultante das capacidades mecânicas e tecnológicas do material. No entanto, o fogo é um dos seus principais riscos.

* Corresponding author – Instituto Politécnico de Coimbra, Coimbra, Portugal email: antonio.correia@isec.pt

Este trabalho faz uma abordagem aos danos causados pelo fogo na estrutura metálica, ao dimensionamento ao fogo, aos principais materiais e meios de proteção, mas também à possível reutilização/reabilitação das estruturas metálicas atingidas por um incêndio.

O material de base das estruturas metálicas, o aço, apresenta uma elevada condutividade térmica, o que provoca um aumento rápido da temperatura e afeta as suas propriedades resistentes. Os incêndios florestais ganham especial importância por poderem ser a causa de danos neste tipo de edifícios.

De acordo com *Mesquita, 2013*, a análise ao dimensionamento de estruturas de aço ao fogo segundo a *NP EN 1993-1-2*, mesmo que por métodos simplificados são avaliadas as propriedades térmicas (dilatação térmica, calor específico, condutibilidade térmica) e mecânicas (tensão de cedência, tensão limite de proporcionalidade e módulo de elasticidade) do aço, com proteção ou sem proteção ao fogo, e a forma como estas são influenciadas pela variação da temperatura. Referem-se diferentes tipos de materiais para proteção do material ao fogo e definem-se métodos de verificação da segurança de acordo com a *NP EN 1993-1-1.*

Os métodos simplificados de cálculo consideram uma temperatura uniforme na secção e dependem bastante do fator de massividade, ou fator de forma que mede a rapidez com que um elemento aquece. Como a representação de modelos de incêndio real é bastante complexa devido a todas as variáveis envolvidas, sugerem-se a utilização de modelos simplificados, recorrendo a curvas nominais ou curvas paramétricas. *Mesquita, 2013* refere que a utilização de materiais de proteção permite obter tempos maiores de resistência ao fogo e uma maior economia quando comparada com a opção de aumento da secção.

Maraveas, C. et al., 2015, apresenta um método para análise de estruturas de aço danificadas pelo fogo, incluindo fluxogramas de avaliação das estruturas afetadas, e propõe equações simplificadas para determinar as propriedades mecânicas pós-incêndio de estruturas de aço, indicando também equações para avaliação da resistência de parafusos de alta resistência. Por cálculos que incorporam critérios de segurança para a capacidade remanescente, conclui que os elementos danificados pelo fogo apresentam considerável capacidade remanescente, pelo que a demolição não deve ser a primeira opção a ser considerada. Os principais fatores que influenciam os resultados do seu estudo são as condições ambientais, as propriedades do material, o método de arrefecimento, o histórico de pré-carga e a área da secção transversal.

Este estudo refere que o aço de alta resistência e o aço inoxidável são capazes de recuperar cerca de 75% das suas propriedades mecânicas, para temperaturas acima de 600ºC. Por sua vez, a tensão de cedência reduz para 40% para temperaturas de até 1000ºC nos aços tratados termicamente ou nos aços enformados a frio, sendo óbvia a influência do método de arrefecimento. Refere que os parafusos de alta resistência, reduzem a sua capacidade quando a temperatura ultrapassa os 400ºC, antes do arrefecimento para a temperatura ambiente.

Os estudos analisados e os resultados deste trabalho, permitiram fazer estudos comparativos das várias soluções, por forma a permitir aos gestores/decisores sobre a melhor solução a adotar num edifício em estrutura metálica independente do tipo do edifício, tendo em conta o estudo de

materiais e meios de proteção, e sugerindo a possibilidade de reutilização ou reabilitação de elementos depois de um incêndio.

2. MATERIAIS E SISTEMAS DE PROTEÇÃO AO FOGO

O projeto estrutural de resistência ao fogo baseia-se no facto de que as altas temperaturas decorrentes de um incêndio reduzem a resistência mecânica e a rigidez dos elementos estruturais da edificação e, adicionalmente, promovem dilatações térmicas diferenciais, podendo levar a estrutura ao colapso. Neste sentido, pode considerar-se que as preocupações de segurança contra incêndio numa edificação se referem a três objetivos fundamentais:

- Proteção da vida dos utilizadores do edifício, incluindo bombeiros em caso de sinistro;
- Proteção dos bens existentes no edifício e das atividades que nelas se desenvolvem;
- Proteção da própria estrutura contra danos de incêndios que possam deflagrar.

Os documentos normativos e regulamentares referem que os elementos estruturais de edifícios devem possuir uma resistência ao fogo que garanta as suas funções de suporte de cargas, de isolamento térmico e de estanqueidade durante todas as fases de combate ao incêndio. Na avaliação, interessa definir a categoria de risco dependente do tipo de utilização, da altura do edifício, número de pisos e da tipologia ou número de ocupantes. Em caso de incêndio, a segurança estrutural tem importância menor comparadas à segurança de utilização relacionadas com as condições de evacuação das pessoas e das condições para se evitar a propagação de fumos e gases por serem causas de perdas de vidas humanas.

As medidas de segurança e proteção contra incêndio podem classificar-se:

- Ativas: caracterizadas pela existência de meios adequados à salvação das pessoas, a começar pelo próprio projeto de arquitetura (corredores e escadas amplas, zonas limpas de fumos, etc.), colocação de extintores, carretéis, *sprinklers*, entre outros.
- Passivas: caracterizadas para fins de reduzir a probabilidade de colapso das estruturas, dependente da capacidade resistente da estrutura e da variação das propriedades físicas e mecânicas do material estrutural utilizado, da sua integridade perante o fogo e da sua capacidade de isolamento térmico que contribui para evitar a propagação do incêndio.

Os sistemas de proteção passiva reduzem a ignição e o desenvolvimento dos incêndios, a libertação de gases perigosos, permitindo assim limitar a deflagração e a propagação do incêndio e do fumo, sendo definidos pela quantidade de material de proteção, caracterizada pelo fator de forma e pelo tipo de incêndio a que um elemento está sujeito. Secções mais “pesadas” requerem, menos proteção do que secções mais “leves”, para atingir o mesmo nível de segurança quando expostos ao mesmo tipo de incêndio. De seguida apresentam-se alguns sistemas de proteção térmica dos elementos estruturais de aço.

- Materiais projetados (figura 1) – São produtos de revestimento, de baixo custo com bom isolamento térmico a altas temperaturas, mantendo a integridade da estrutura durante a evolução do incêndio. Podem ser argamassas à base de agregados ou de fibras, sendo um material projetado a baixa pressão. Após a secagem, estes materiais trabalham monoliticamente com a estrutura, acompanhando os seus movimentos, sem a ocorrência de fissuras ou desprendimento.

Quando a temperatura ambiente atinge entre 90ºC a 150ºC, as ligações químicas existentes no ligante entram em rotura e libertam água de hidratação, absorve a energia do fogo e permitindo o efeito de arrefecimento. Quando toda a água é convertida a vapor, o produto passa a atuar como isolamento térmico. Assim, o aço mantém uma temperatura baixa durante os primeiros 20 a 30min da primeira hora crítica do incêndio.

- Argamassas projetadas: têm como ligante gesso ou o cimento Portland e aditivos cuja função é facilitar a aplicação dos materiais e evitar o desprendimento.
- Fibra projetada: são obtidas a partir de escória de alto-forno, possuem baixa densidade, sendo são misturadas com cimento Portland (20% a 30% do peso seco total) para criar uma mistura de baixa densidade, *Soares, E., 2014*.
- Argamassas à base de vermiculite: possuem baixa densidade, integrando vermiculite expandida, cimento Portland e aglomerados minerais.



Figura 1: Sistemas de proteção passiva por projetação de argamassas de agregados ou fibras.

Materiais rígidos (figura 2) - São produtos de revestimento, definidos em placas rígidas, mantas flexíveis ou semi-rígidas compostas por materiais específicos que definem diferentes níveis de proteção. Estes materiais, asseguram a proteção estrutural do aço utilizando sistemas de fixação a seco. Os materiais rígidos apresentam uma boa aparência que lhes permitem ser usados como acabamento final e o seu processo de produção está generalizado no mercado, garantindo geometria compatível entre diferentes marcas. As principais desvantagens são: custo elevado comparado aos materiais projetados, dificuldade na aplicação em detalhes complexos e a baixa velocidade de aplicação.

- Placas de gesso cartonado: contêm fibra de vidro e, em alguns casos, vermiculite incorporada. O gesso da placa permite a perda de moléculas de água de hidratação durante o aquecimento, mantendo baixa a temperatura do aço. A malha de fibra de vidro mantém o conjunto estruturado quando exposto às elevadas temperaturas do incêndio.
- Placas de lã de rocha: possuem baixa densidade à base de materiais fibrosos, com basalto, aglomerado e resinas termo-endurecíveis, podendo ser rígidas ou flexíveis, sendo fixadas com pinos de aço soldados à estrutura metálica, *Soares, E., 2014*.
- Mantas cerâmicas: são produtos formados a partir de fibras silico-aluminosas, presas à estrutura através da utilização de pinos de aço soldados na estrutura.



Figura 2: Sistemas de proteção passiva por fixação de placas rígidas ou flexíveis.

- Proteção por pintura intumescente (figura 3) – Sistema de proteção com tintas, especiais, que expandem a partir dos 200ºC, formando uma espuma carbonácea rígida que isola eficientemente os gases quentes gerados no incêndio, mantendo propriedades do aço sem alteração. Estas tintas não apresentam grande resistência química e física, o que obriga a uma pintura de acabamento de base acrílica ou poliuretânica. A sua aplicação é feita a pincel, rolo ou spray, e a aparência final do conjunto (tinta primário + tinta intumescente + tinta de acabamento) é sempre muito boa. As tintas intumescentes têm como principal vantagem o fator estético, permitindo que a estrutura seja exposta, mostrando o acabamento pretendido. As principais desvantagens são o elevado custo e requerem condições atmosféricas de aplicação favoráveis. Outra desvantagem é que o tempo de proteção apresentado pela maior parte destas tintas não vai além dos 60 minutos.

- Envolvimento em betão (figura 3) – método mais vulgar até surgirem os meios de proteção de menor peso e de produção industrializada, referidos anteriormente. A principal vantagem na utilização do betão como material de proteção passiva diz respeito à durabilidade. O envolvimento em betão considera-se como solução, mas adequada quando os elementos estão sujeitos ao risco de impacto, abrasão ou exposição a intempéries. As maiores desvantagens são o custo (é uma das formas mais caras de proteção), a velocidade (consome muito tempo na obra), o peso (a estrutura ficará muito mais pesada) e a redução de espaço ao redor dos pilares, *Mesquita, A., 2013*.

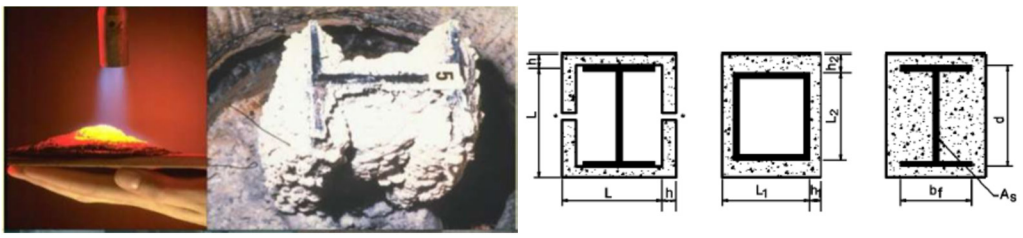


Figura 3: Sistemas de proteção por pintura intumescente e através do envolvimento em betão.

3. REUTILIZAÇÃO DE ESTRUTURAS METÁLICAS ATINGIDAS PELO FOGO

Todos os materiais de construção enfraquecem com o aumento da temperatura e sofrem variados tipos de danos, visíveis ou ocultos. A avaliação dos danos causados pelo fogo e a subsequente reintegração da estrutura deve ser realizada através de um processo de avaliação

bem definido. Devem ser usados métodos de análise previamente estabelecidos, baseado na avaliação como as propriedades do material são afetadas pela temperatura e do comportamento da estrutura devido às mudanças físicas impostas pelo carregamento de fogo.

As principais consequências do carregamento de fogo em estruturas de aço, podem incluir:

- Redução da resistência do material, implicando possíveis deformações e/ou roturas;
- Fragilização material por arrefecimento, devidos aos esforços de supressão do incêndio;
- Expansão do aço, causando deformação e aumento das tensões, dependendo do grau de restrição imposto pelo sistema estrutural;
- Enfraquecimento ou falha de elementos de ligação, como parafusos e soldas;
- Destruição de revestimentos de proteção contra incêndio;
- Colapso progressivo da estrutura devido à falha localizada dos principais elementos estruturais.

Em comparação com outras soluções estruturais que podem requerer a substituição completa ou mesmo a demolição do edifício, as estruturas em aço permites a identificação de danos e capacidade de reparação e reintegração de uma forma eficaz em termos de custos e de tempo.

3.1 Comportamento do aço sob temperatura elevada

O aço enfraquece com o aumento da temperatura. A perda de resistência do aço começa em temperaturas de cerca de 300ºC. A 550ºC o aço mantém cerca de 60% da sua tensão de cedência à temperatura ambiente. Para temperaturas abaixo de cerca de 600ºC, se o aço for arrefecido, é retomada a sua resistência, rigidez e ductilidade originais.

Em temperaturas acima de aproximadamente 600ºC, o aço estrutural pode sofrer alguma deterioração nas propriedades residuais após o arrefecimento. Para o aço estrutural normal (tensão de cedência de 250 a 275MPa), seja qual for a temperatura do fogo, a redução na tensão de cedência e na resistência à tração, após o arrefecimento, nunca será superior a 10% dos seus valores originais. Assim, onde se pode considerar que os elementos de aço serão utilizados a menos de 90% da sua capacidade de carga máxima, não deve ser considerada necessária a sua substituição, desde que outras características de desempenho não tenham sido comprometidas, tal como a linearidade.

Relativamente aos aços de alta resistência (tensão de cedência em torno de 350MPa), a capacidade aumentada é conseguida devido à incorporação de elementos de liga, como vanádio e o nióbio. Em temperaturas altas, esses elementos tendem a precipitar para fora da matriz, criando uma redistribuição na composição do aço. Desta forma, os aços de maior resistência têm uma redução proporcionalmente maior na tensão de cedência e na resistência à tração do que os aços estruturais de classe normal.

3.2 Métodos de reparação

Uma estrutura de aço pode ser reparada e haver reutilização de elementos. Dependendo do tipo e localização do dano por incêndio, as reparações podem incluir:

- Endireitamento térmico ou reforço localizado (com placas soldadas, por exemplo) de áreas de distorção local;
- Endireitamento térmico e/ou reforço de áreas de distorção geral do membro. Sempre que possível, o reforço suplementar lateral ou reforço da torção lateral dos membros pode ajudar a minimizar a perda de resistência do membro associada à falta de linearidade e aos efeitos P-Δ (efeitos de segunda ordem);
- Corte de membros e substituição. O corte e aparafusamento ou soldadura no local são fáceis de executar;
- Limpar e reinstalar revestimentos de proteção, incluindo a proteção passiva.

Uma vez reintegrada, deve ser realizada uma vistoria final para confirmar se a estrutura atende aos requisitos de tolerância estipulados pelas normas.

4. CASO DE ESTUDO

4.1 Considerações gerais

Como caso de estudo de referência foi avaliada a estrutura de uma nave industrial, localizada em zona de interface industrial-florestal, Figura 4. A estrutura foi dimensionada com recurso ao programa Autodesk Robot Structural Analysis (ARSA). A nave é constituída por 8 pórticos, com uma profundidade de 70 metros, sendo o afastamento entre pórticos de 10 metros. Cada pórtico tem um vão de 20 metros. Nesta análise, definiu-se que os pilares e as vigas deveriam ser constituídos por perfis das séries HEA e IPE, respetivamente, considerado aço da classe S275. No estudo foi desprezado o efeito do envolvimento dos perfis metálicos por elementos não estruturais, tais como alvenaria, painéis de revestimento ou outros materiais.

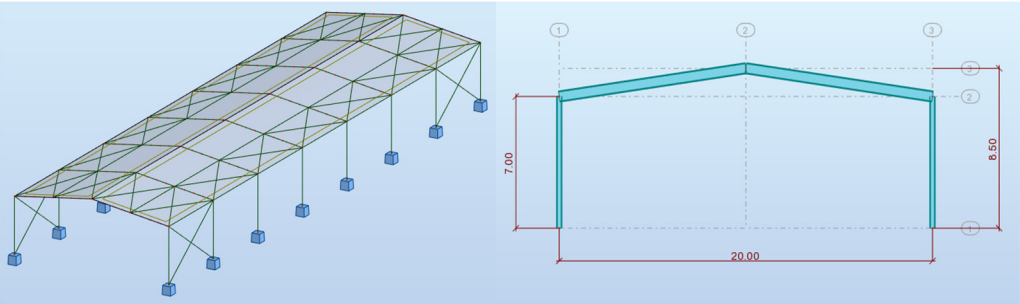


Figura 4: Estrutura da nave industrial dimensionada no ARSA; Geometria do pórtico tipo da estrutura, representação do contraventamento e definição do sistema de contraventamento

A estrutura foi analisada, sujeita a uma carga de fogo, visando estudar a possibilidade da sua reabilitação/reutilização. Definiu-se o foco de incêndio junto ao pórtico 1 da estrutura e a temperatura máxima foi definida de 750°C. Assumindo a linearidade dos elementos da estrutura, ou a sua recuperação por meio de métodos de endireitamento térmico e assegurando a estabilidade ao fogo dos elementos durante 30 minutos (R30). Para análise de comportamento

e dimensionamento ao fogo de acordo com o Eurocódigo 3, foi considerado o pórtico 1 da estrutura, sendo usada a curva de incêndio padrão ISO 834 (*Mesquita, A., 2013*).

Para estimar as propriedades do aço após o evento de incêndio, recorreu-se às fórmulas de *Maraveas, C. et al, 2015*, e a tensão de cedência após o evento de fogo foi definida de 241,7 MPa, seguindo a definição de 30% de redução da tensão de cedência do aço como limite da viabilidade de reutilização de elementos metálicos atingidos por fogo num edifício industrial (*Ambroziak, A. et al, 2019*).

4.2 Ações sobre a estrutura

Na definição de ações, foram consideradas as ações do revestimento, do peso próprio dos elementos, valores das ações variáveis de sobre carga e do vendo e a ação do fogo, sendo desprezado o efeito da ação da neve, da ação sísmica e os efeitos da dilatação térmica.
Ações de peso próprio e de revestimento: o ARSA avalia de forma automática os esforços e a sua distribuição nas duas direções, de acordo com os valores das ações de revestimento e do peso próprio dos materiais que se definam. Assim considerou-se *0,3 kN/m²* como ação devida ao revestimento, incluindo as madres
Ações de sobrecarga: considerando "coberturas não acessíveis, exceto para operações de manutenção e reparação correntes" admitiu-se o valor de q_k = *0,4 kN/m²* de acordo com a classificação na secção 6.3.4 do *NP EN 1991-1-1-2, EC1*, em acordo ao Anexo Nacional.
Ação do vento: definida automaticamente no ARSA, com a definição dos parâmetros necessários, velocidade média do vento de *35 m/s*, altitude de localização de *130 m*, altura relativa ao nível do solo de *8,5 m*, as 8 direções do vento e considerando as aberturas nos painéis abertos ou fechados aquando da realização da simulação.
Ação do Fogo e combinaçãoes de ação para análise do comportamento estrutural: de acordo com o *EC0, 2009*, a estrutura em análise foi considerada na Categoria H, definindo 2 combinações tendo em conta as sobrecargas e o efeito do vento como ações variáveis de base, e para as quais foram avaliados os diagramas de esforços.

$$E_{fi,d} = G_k + 0 \cdot q_{k,1} + 0 \cdot w_k \qquad E_{fi,d} = G_k + 0{,}2 \cdot w_k + 0 \cdot q_k$$

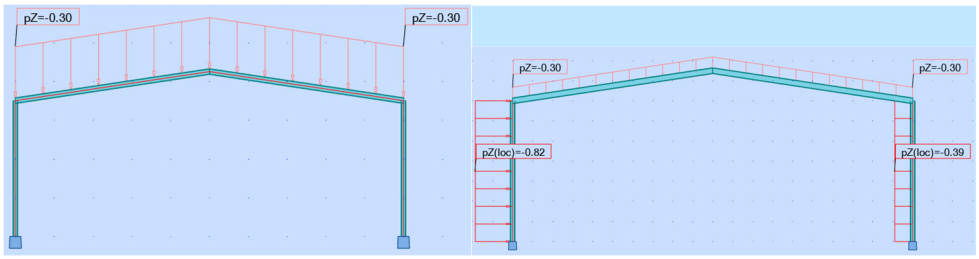


Figura 5: Carga de fogo sobre o pórtico 1 para as combinações para as ações de sobrecarga e do vento como ações variáveis de base.

4.3 Verificação dos elementos de contraventamento vertical

Os elementos que definem o sistema de contraventamento vertical entre os pórticos, foram avaliados através de métodos de verificação à tração e à compressão.

Na verificação dos elementos sujeitos à tração, foi recolhido o valor do esforço axial máximo em situação de incêndio nos resultados das combinações de ações, sendo de $N_{fi,d,t} = 4{,}23\ kN$, a ser comparado com o valor de cálculo da resistência $N_{pl,Rd}$ à temperatura normal, de acordo com a *NP EN 1993-1-1*, e com o valor de cálculo da resistência $N_{fi,\theta,Rd}$ à temperatura de situação de incendio. Este valor foi obtido através do fator de massividade de *258,5 m^{-1}* para as seções consideradas SHS 80x4, e pelo fator de redução $k_{y,\theta} = 0{,}0945$ para a relação tensões-extensões do aço a temperaturas elevadas obtido de acordo com a *NP EN 1990, 2009*. Com base nesta avaliação, obteve-se: $N_{pl,Rd} = 281{,}77kN$ e $N_{fi,\theta,Rd} = 26{,}6kN$, verificando assim a condição de segurança $N_{fi,\theta,Rd} \geq N_{fi,d,t}$,

Na verificação dos elementos sujeitos à compressão efetua-se no domínio da temperatura. Assim, verifica-se a relação entre a temperatura crítica do elemento, $\theta_{a,cr}$, e a temperatura a que o elemento está sujeito ao fim de 30 minutos, θ_d. Para que seja verificada a segurança, a temperatura crítica deve ser superior à temperatura atuante. Para esta verificação, interessou definir o grau de utilização relativo entre o esforço axial máximo atuante em situação de incêndio, $N_{b,fi,d} = 6{,}47\ kN$, e o valor de cálculo do esforço de compressão resistente no instante *t=0*, $N_{b,fi,0,Rd} = 13{,}67\ KN$. Esta relação permitiu determinar por processo iterativo a temperatura critica, sendo dada por $\theta_{a,cr} = 602℃$. A temperatura a que o elemento está sujeito ao fim de 30 minutos, foi determinado a partir do fator de massividade modificado pelo fator de redução de $k_{sh} = 0{,}929$, sendo obtido o valor de $\theta_d = 830℃$. Assim, verifica-se que $\theta_d > \theta_{cr}$., logo os elementos de contraventamento não apresentam a resistência ao fogo exigida, em situação de compressão.

4.4 Verificação das vigas (sujeitas a flexão composta com compressão)

As vigas foram analisadas assumindo serem em aço do tipo S235 e com perfil IPE300. Admitiu-se não estarem sujeitas a encurvadura lateral, no processo de verificação do elemento mais favorável (estável) sujeitas a flexão composta com compressão, em situação de incêndio. A verificação regulamentar estabelece as condições de determinação de valores de temperatura crítica do elemento, $\theta_{a,cr}$, e a temperatura a que o elemento está sujeito ao fim de 30 minutos, θ_d, de acordo com a geometria da secção, com os valores de esbelteza segundo os dois eixos da secção, e com fatores de redução que induzem a alteração da resposta da seção tendo em conta o valor do grau de utilização, μ_0, a partir dos valores máximos mais desfavoráveis, do esforço axial e do momento fletor, obtidos após análise das combinações de ações. Este grau de utilização é definido pela expressão:

$$\mu_0 = \frac{N_{fi,Ed}}{\chi_{min,fi} A f_y} + \frac{k_y M_{y,fi,Ed}}{W_{pl,y} f_y}$$

Em que:

$N_{fi,Ed}$ Esforço axial máximo na viga, obtido através dos diagramas (valor mais desfavorável);

$\chi_{min,fi}$ Coeficiente de redução mínimo para encurvadura por flexão em situação de incêndio;
k_y Fator de interação;
$M_{y,fi,Ed}$ Momento fletor máximo na viga (valor mais desfavorável, em diagramas de esforços);
$W_{pl,y}$ Módulo plástico de flexão da secção (valor tabelado).

Importa referir que a determinação da temperatura crítica, é um processo iterativo, visto que que os coeficientes de esbelteza adimensionais modificados, $\bar{\lambda}_{z,\theta}$ e $\bar{\lambda}_{y,\theta}$, dependem da temperatura. Assim, começa-se com o cálculo destes coeficientes para a temperatura de 20ºC, procurando-se a convergência por iterações sucessivas até que esta temperatura seja igual à temperatura crítica. A partir daqui, determina-se o fator de massividade modificado, para determinar a temperatura atuante no elemento ao fim de 30 minutos, θ_d, recorrendo a tabela de valores da temperatura em secções não protegidas sujeitas ao incêndio padrão, definida na ISO 834. Depois de realizada esta avaliação iterativa, obteve-se o valor de $\theta_{a,cr} = 479℃$.

A temperatura a que o elemento está sujeito ao fim de 30 minutos, foi determinado a partir do fator de massividade modificado pelo fator de redução de $k_{sh} = 0{,}698$ tendo sido obtido o valor de $\theta_d = 797℃$. Como, se verifica,$\theta_d > \theta_{a,cr}$, logo, a viga em situação de maior estabilidade, não tem a resistência adequada ao fogo. De referir ainda que, embora esta verificação tenha sido realizada no domínio da temperatura, podia ter sido feita também no domínio temporal ou da resistência estrutural.

4.5 Verificação dos pilares (sujeitos à compressão)

Os pilares foram analisados assumindo serem em aço do tipo S235 e com perfil HEA260. Tal como no estudo para as vigas, a verificação regulamentar estabelece as condições de determinação de valores de temperatura crítica do elemento, $\theta_{a,cr}$, e a temperatura a que o elemento está sujeito ao fim de 30 minutos, θ_d.. A determinação da temperatura crítica do elemento, através de processo iterativo, depende da geometria da secção, da esbelteza e do fator de redução obtido a partir dos valores máximos mais desfavoráveis de compressão, atuante no pilar, obtido pelos diagramas de esforços, e do esforço axial de compressão resistente no instante *t=0*. Baseado no procedimento regulamentar, iterativo, obtém-se a temperatura crítica de convergência $\theta_{a,cr} = 945℃$. A temperatura a que o elemento está sujeito ao fim de 30 minutos, foi determinado a partir do fator de massividade do perfil modificado e pelo fator de redução de $k_{sh} = 0{,}619$ tendo sido obtido o valor de $\theta_d = 770℃$. Como, se verifica, $\theta_d < \theta_{cr}$, logo, o pilar em situação de maior vulnerabilidade, tem a resistência adequada ao fogo.

4.6 Segurança através da utilização de material de proteção

4.6.1. Segurança ao fogo de elementos tipo viga

Uma vez que as vigas em perfis IPE 300 não cumprem a resistência ao fogo pretendida R30, procurou-se realizar estudos alternativos para garantir a necessária segurança.

Solução 1: Foi adotada uma solução em material projetado de alta densidade constituído por Vermiculite/perlite e gesso, e de acordo com as propriedades de materiais mais comuns utilizados como proteção contra o fogo (*Mesquita, A., 2013*), foi determinada a espessura

necessária, considerando uma secção aberta exposta ao fogo, sendo utilizado o fator de massividade de $215{,}6m^{-1}$,obtido no estudo de verificação das vigas. Para um tempo de 30 minutos, a temperatura máxima tabelada é de 421ºC, que está abaixo da temperatura crítica, $\theta_{a,cr} = 479℃$. Portanto decidiu-se usar aquela temperatura como referência, sendo possível obter o valor teórico da espessura do material de proteção $d_p \geq 0{,}0129m = 12{,}9mm$. Este valor foi corrigido tendo em conta a relação entre capacidade calorifica e a massa especifica dos dois materiais, viga e material projetado para a temperatura crítica, tendo sido obtido o valor de *10,4mm*.

Admitindo que se pretendia que as vigas tivessem uma resistência ao fogo de 180 minutos (R180), efetuando um estudo similar, seria necessária uma espessura de *45,1mm* usando o mesmo material de proteção.

Solução 2: Proposta de alteração do tipo de perfil da viga capaz de assegurar uma resistência ao fogo R30, sem recorrer a meios de proteção, utilizando vigas da série IPE ou da série HEB. Utilizando o processo iterativo e as formulações regulamentares, verifica-se que o perfil HEB360 assegura a resistência ao fogo sem necessidade de elementos de proteção (Tabela 1).

Tabela 1: Estudo das secções que cumprem a verificação ao fogo, sem material de proteção.

Perfil	IPE 330	IPE 360	IPE 500	IPE 600	HEB 300	HEB 320	HEB 340	HEB 360
c/t banzo	5,07	4,96	4,62	4,21	6,18	5,72	5,44	5,19
c/t alma	36,13	37,33	41,76	42,83	18,91	19,57	20,25	20,88
Classe da secção	1	1	1	1	1	1	1	1
λ_z	197,18	184,70	162,41	150,21	92,35	92,47	92,96	93,46
λ_y	51,06	46,82	34,26	28,81	53,89	50,65	47,78	45,28
$\bar{\lambda}_{z,20℃}$	2,10	1,97	1,73	1,60	0,98	0,98	0,99	1,00
$\bar{\lambda}_{y,20℃}$	0,54	0,50	0,36	0,31	0,57	0,54	0,51	0,48
$\frac{A_m}{V}$	200,29	186,03	151,00	129,17	116,16	109,80	105,91	102,38
$[\frac{A_m}{V}]_b$	156,52	145,74	121,21	105,13	80,48	76,88	74,90	73,09
k_{sh}	0,70	0,71	0,72	0,73	0,62	0,63	0,64	0,64
$k_{sh}[\frac{A_m}{V}]$	140,87	131,17	109,09	94,62	72,43	69,19	67,41	65,78
θ_d	789	784	772	761	735	732	730	728
$\theta_{a,cr}$	525	561	654	749	683	702	719	736
Verificação	Não cumpre!	Não cumpre!	Não cumpre!	Não cumpre!	Não cumpre!	Não cumpre!	Não cumpre!	Cumpre!

4.6.2 Segurança ao fogo de elementos de contraventamento.

Não tendo sido garantida a segurança dos elementos de contraventamentos verticais (SHS 80x4), sugeriu-se a utilização de usar a proteção com pintura intumescente, com tinta tipo Teclack-W da Mercor Tecresa. Recorreu-se à utilização de tabelas disponibilizadas pelo fornecedor da pintura, para determinação da espessura a aplicar. Na recolha de resultados, considerou-se o tempo de *30 minutos*, temperatura crítica de *500ºC* e uma massividade de *258,5m^{-1}*, é possível por análise da tabela obter uma espessura de *250µm*. Foi considerada também a possibilidade de utilização de uma solução de proteção com argamassa projetada, sugerindo-se a Biofire da Tria, sendo pastosa para proteção de elementos estruturais, composta por agregados leves de perlite e vermiculite expandidos, ligantes hidráulicos, controladores de presa e aditivos para melhorar a projeção. Recorreu-se à utilização de tabelas disponibilizadas pelo fornecedor da argamassa, para determinação da espessura a aplicar. Na recolha de resultados, considerou-se o tempo de *30 minutos*, temperatura crítica de *500ºC* e uma massividade de *258,5m^{-1}*, é possível por análise da tabela obter uma espessura de 13 milímetros.

4.6.3. Segurança ao fogo de elementos tipo pilar

Os pilares de perfil HEA260 cumprem a resistência ao fogo pretendida R30. Contudo, foi estudada a possibilidade de necessidade de assegurar uma resistência ao fogo de 180 minutos, utilizando se necessário para garantir a segurança, a proteção por placas de gesso. Tendo em conta o fator de massividade do elemento, os valores temperatura critica de $\theta_{a,cr} = 945℃$ para um tempo de 180 minutos, e as propriedades físicas, térmicas e mecânicas das placas de gesso, foi obtido o valor teórico da espessura das placas de gesso como proteção com $d_p \geq 0{,}0156m = 15{,}6mm$. Este valor foi corrigido tendo em conta a relação entre capacidade calorifica e a massa especifica dos dois materiais, pilar e placas de gesso para a temperatura crítica, tendo sido obtido o valor mínimo de *8,4mm*.

4.7 Considerações finais

Os elementos de aço foram verificados por meio de métodos simplificados que permitem uma aproximação conservadora, logo pelo lado da segurança, relativamente à resistência ao fogo. Por norma, a utilização de material de proteção é mais económica do que a utilização de perfis com menor massividade. Um exemplo claro foi a solução estudada para as vigas. Verificou-se que, para uma resistência ao fogo R30, seria necessário substituir os perfis IPE 300 por perfis HEB 360. Esta alteração representa um acréscimo de 99,8Kg por metro linear de viga. Este cálculo, ainda que simplista, permite ter uma ideia da solução mais vantajosa do ponto de vista económico, em última análise, o fator mais importante para qualquer Dono de Obra.

5. CONCLUSÕES

Os incêndios florestais podem ser a causa de problemas catastróficos para a realidade do país, conforme ficou evidenciado pela ocorrência dos incêndios de 2017. Em particular, as zonas industriais foram severamente afetadas, causando danos materiais, humanos e de repercussão económica, a nível local, regional ou mesmo nacional, incluindo a destruição total de

infraestruturas de diversas empresas. Como conclusões, evidencia-se a importância da proteção passiva das estruturas metálicas na integridade das estruturas metálicas, através do procedimento de cálculo aplicado a um edifício real, bem como valores que permitem realizar um estudo dos custos associados a cada solução. O estudo de dimensionamento de seções de pilares e vigas por forma a cumprir a resistência ao fogo pretendida, não se considera económico face à opção de considerar simultaneamente métodos de proteção passiva. No que toca à reutilização de estruturas atingidas pelo fogo, a legislação é omissa, existindo apenas algumas recomendações na legislação britânica. No entanto, vários estudos procuraram avaliar a reutilização de estruturas metálicas após incêndio, sendo que existe já alguma bibliografia com informações relevantes, e que se julga oportuno recomendar a aposta na difusão de métodos, como o heat-straightening, o reforço por soldadura por rigidificadores, ou o reforço com CFRP, Ferreira, H., 2022. Considera-se a necessidade de existirem mais estudos técnicos e sobre a aplicação práticas destes métodos para apoiar a melhor tomada de decisão por instituições, entidades, empresas na comunidade técnica e empresarial.

REFERÊNCIAS

[1] CTI, 2017 - Comissão Técnica Independente. Análise e apuramento dos factos relativos aos incêndios que ocorreram em Pedrógão Grande, Castanheira de Pera, Ansião, Alvaiázere, Figueiró dos Vinhos, Arganil, Góis, Penela, Pampilhosa da Serra, Oleiros e Sertã, entre 17 e 24 de junho de 2017. Assembleia da República, Lisboa

[2] CTI2, 2018 - Comissão Técnica Independente. Avaliação dos incêndios ocorridos entre 14 e 16 de outubro de 2017 em Portugal Continental. Assembleia da República, Lisboa.

[3] Viegas, X., 2019 - Análise dos Incêndios Florestais ocorridos a 15 de outubro de 2017. Centro de estudos sobre incêndios florestais para o Desenvolvimento da Aerodinâmica Industrial (CEIF-ADAI) da Universidade de Coimbra, Coimbra.

[4] Prates, P., 2018 - Análise dos impactes e mecanismos de propagação do fogo às instalações industriais do Concelho de Oliveira do Hospital no decurso dos incêndios de 15 e 16 de outubro de 2017. Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Mecânica da Faculdade de Ciências e Tecnologias da Universidade de Coimbra, Coimbra.

[5] Ferreira, H., 2022 – Reabilitação de Edifícios em Estrutura Metálica Danificados por Incêndios Florestais, Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil – Especialização de Construção Urbana, Instituto Superior de Engenharia de Coimbra

[6] Mesquita, A., 2013 - Verificação da resistência de estruturas de aço ao fogo. Dissertação de Mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa, Lisboa.

[7] NP EN 1993-1-2. Eurocódigo 3 – Projeto de estruturas de aço. Parte 1-2: Regras gerais. Verificação da resistência ao fogo. CT 115, LNEC, 2010, Portugal.

[8] NP EN 1993-1-1. Eurocódigo 3 – Projeto de estruturas de aço. Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios. CT 115, LNEC, 2010, Portugal.

[9] Maraveas, C. et al, 2015 – Post-fire assessment and reinstatement of steel structures. Journal of structural fire engineering.

[10] Maraveas, C. et al., 2017 - Mechanical properties of high and very high steel at elevated temperatures and after cooling down. Fire Science Reviews.

[11] Soares, E., 2014 - Aspetos gerais dos sistemas de proteção contra incêndio em estruturas metálicas. Trabalho de curso, Faculdade de Tecnologia e Ciências Sociais Aplicadas, UniCEUB – Centro Universitário de Brasília.
[12] Ambroziak, A. et al, 2019 – Assessment of technical condition and repairo f steel structure elements on the exemple of fire damage in a warehouse building. International Conference on Structural Failures.
[13] NP EN 1991-1-1-2. Eurocódigo 1 – Ações em estruturas, Parte 1-2: Ações gerais. Ações em estruturas expostas ao fogo. CT 115, LNEC 2010, Portugal.

SIMULACRO DE INCÊNDIO NUM EDIFÍCIO HOSPITAL – CASO DO HOSPITAL SOBRAL CID, EM COIMBRA

Humberto Gomes
CTSP de Proteção Civil
ISEC/IPC - Coimbra

Nelson Fernandes
CTSP de Proteção Civil
ISEC/IPC - Coimbra

António Correia [*]
Professor
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

Susana Meneses
Professora
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

PALAVRAS-CHAVE: Evacuação; Incêndio; Simulacro; Hospital

1. INTRODUÇÃO

Para as utilizações-tipo que tenham um plano de emergência interno devem ser realizados exercícios com os objetivos de teste desse plano e de treino dos ocupantes para que todos saibam como atuar em caso de incêndio. Pretendem-se criar rotinas de comportamento e de atuação, bem como aperfeiçoar os procedimentos em causa.

Nas utilizações-tipo IV (escolares) deve ser sempre realizado um exercício no início do ano escolar; os exercícios devem ser adequadamente planeados, executados e avaliados, eventualmente com a colaboração dos bombeiros da área e de coordenadores ou de delegados da proteção civil; a execução dos simulacros deve ser acompanhada por observadores que participarão na sua avaliação, tarefa que pode ser desempenhada pelas entidades acima referidas; os ocupantes devem sempre ser informados previamente acerca da realização de exercícios, podendo não ser rigorosamente estabelecida a data e ou hora programadas [1].

Quando as características dos ocupantes não permitam a realização de exercícios de evacuação, devem ser realizados exercícios de quadros que os substituam e reforçadas as medidas de segurança, especialmente sobre vigilância do fogo e das instruções de segurança [2].

O risco de Incêndio num edifício hospitalar é um aspeto de extrema importância, atendendo à limitação das pessoas acamadas, na sua perceção do risco e eventual limitação de locomoção. Nesse sentido, a realização de simulacros neste tipo de edifícios é de extrema dificuldade, pelo que interessa cada vez mais recorrer aos métodos computacionais disponíveis, para a realização de estudos da evacuação de edifícios hospitalares. Todos os registos que existam provenientes

[*] Corresponding author – Instituto Politécnico de Coimbra, Coimbra, Portugal email: antonio.correia@isec.pt

de simulacros reais, são de extrema importância, para a elaboração de futuros planos de emergência internos [1].

2. REALIZAÇÃO DO SIMULACRO

2.1 Objetivos da Realização do simulacro

Resumem-se seguidamente os principais objetivos para a realização de um simulacro num edifício com as características de um Hospital:
- Avaliar os procedimentos do Plano de Emergência Interno - PEI (integrados nos PSI);
- Detetar e corrigir eventuais disfunções do PEI;
- Comprovar o funcionamento do PEI e o grau de competência e formação dos funcionários e colaboradores, detetando erros e omissões na sua atuação;
- Avaliar os tempos de resposta, dos vários intervenientes, permitindo redefinir o plano de ação para a correção das falhas identificadas;
- Criar práticas de atuação para a evacuação e intervenção, transmitindo confiança a todos os colaboradores sobre a sua capacidade de atuação face a emergências;
- Avaliar o grau de manutenção das instalações, equipamentos, no que se refere à sua capacidade de resposta e eficácia do exercício;
- Desenvolver procedimentos de planeamento, de coordenação e de conduta de operações que ajudem a melhorar as condições de atuação em situações de emergência grave;
- Verificação dos tempos de resposta, nas diferentes fases de atuação.

No caso em estudo, existiu um outro objetivo que consistiu na avaliação dos tempos de evacuação horizontal e vertical dos vários doentes, por forma a futuramente permitir a calibração de modelos numéricos de simulação computacional de evacuação neste tipo de edifícios [3,4].

2.2 Caso de Estudo

Neste artigo, é apresentado um simulacro realizado em junho de 2022, num edifício do Hospital Sobral Cid, em Coimbra, do Centro Hospitalar de Coimbra, e onde foram colocados figurantes, simulando doentes apresentando diferentes limitações, sendo registados tempos de evacuação de doentes acamados, tendo sido previstos no plano do simulacro, diferentes ajudas por parte do pessoal técnico envolvido no simulacro. Este simulacro foi realizado no âmbito do Curso Técnico Superior Profissional de Proteção Civil, do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra. Foi seguido um plano do simulacro, que continha procedimentos previamente estabelecidos, para os diferentes intervenientes.

O Pavilhão 02 – Psiquiatria, do Polo Hospital Sobral Cid (Polo HSC), do Centro Hospitalar e Universitário de Coimbra (CHUC) encontra-se, quando no pleno desempenho das suas funções, sujeito a diversas situações de risco de acidentes graves e/ou de catástrofes, incluindo, naturalmente, a deflagração de incêndios que possam ocorrer no interior das suas instalações.
O exercício de simulacro a realizar, e em análise, para além de constituir um imperativo legal e uma Medida de Autoproteção, tem como objetivo testar o Plano de Emergência Interno (PEI) do

edifício e o aperfeiçoamento da coordenação entre todos os diversos elementos intervenientes, internos e externos.

O simulacro contou com a colaboração do Curso Técnico Superior Profissional-CTeSP de Proteção Civil do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra/ISEC, nomeadamente nas "contagens de tempos" (observadores), captação de imagens bem como de figurantes sinistrados.

2.3 Simulacro no Edifício 2 do Hospital Sobral Cid de Coimbra – Polo HSC do CHUC

O cenário adotado para o presente Estudo foi a deflagração de incêndio num quarto de Enfermaria, provocado por um cigarro acesso, originando um foco de incêndio. O alerta é despoletado pelo detetor de incêndios e respetiva CDI. Embora se tenha, rapidamente, utilizado um extintor não se conseguiu evitar a dispersão de fumos, consequentemente terá de se proceder à evacuação da enfermaria sinistrada e também a do piso inferior, bem como a prestação e auxílio às vítimas. O Exercício de Simulacro foi realizado no dia 21 de junho de 2022, com início previsto para as 15h30m, no Pavilhão 02, do Polo Hospital Sobral Cid (HSC) do Centro Hospitalar e Universitário de Coimbra (CHUC), sendo o mesmo, classificado como tipo Parcial – Evacuação de uma parte dos doentes internados nas Enfermarias. Instruções de Coordenação.



Figura 1 – Localização do edifício 2 no Polo HSC do CHUC, em Coimbra

2.4 Estrutura Interna e Comunicação

Para a realização do presente simulacro, foram realizadas várias reuniões de preparação, com a presença dos vários elementos da estrutura interna organizacional, constituída por:
Responsável de Segurança (RS) – IE1
- Presidente do Conselho de Administração ou um seu substituto (Diretor Clínico)

Delegado de Segurança (DS) – IE2
- Delegado de Segurança ou seu substituto (Eng.º Prevenção)

Coordenador de Equipas de Intervenção (ERT) – IE3
- Enfermeiro Responsável de Turno (ERT) (elemento localizado no Serviço sinistrado)

Equipa de 1ª Intervenção – IE4
- Funcionários "internos" (presentes no local do sinistro ou que primeiramente cheguem ao mesmo)

Enfermeiro Coordenador (ECE) – IE6.1
- Enfermeiro Coordenador (Emergência) (elemento localizado no Pavilhão 08)

Equipa de Evacuação e Apoio (internos) – IE2, IE5, IE6, IE8 e IE13
- Delegado de Segurança
- Piquete dos Serviços Técnicos (SIEs)
- Enfermeiro Coordenador
- Vigilante da Empresa Externa de Segurança (1)

Médico Interno - EPS (IE7)
- Outros médicos (solicitados pelo médico INTERNO se este entender necessário)

Grupo de Gestão de Crise (GGC) – IE10
- Delegado de Segurança ou seu substituto
- Diretor Clínico ou seu substituto
- Diretor de Enfermagem ou seu substituto
- Operador do Posto de Segurança (Funcionário de serviço)

2.5 Identificação e Localização dos pacientes

O número de pacientes considerados no presente simulacro foram os seguintes:
No primeiro andar:
Doente 1 – Queimado, com dificuldades respiratória, a evacuar em cobertor – 1º. a retirar;
Doente 2 – Inconsciente, com oxigénio, a evacuar em cobertor – 2º. a retirar;
Doente 3 – Com oxigénio, em cadeira de rodas - 3º. a retirar;
Doente 4 – Puncionado, evacuar pelos seus próprios meios – solicitar evacuação em simultâneo;
No Rés-do-Chão:
Doente 5 – Politraumatizado, a evacuar em cobertor – 1º. a retirar;
Doente 6 – Puncionado, a evacuar em cadeira de rodas – 2º. a retirar;
Doente 7 – Sem gravidade, a evacuar pelos próprios meios - solicitar evacuação em simultâneo;
Doente 8 – Sem gravidade, a evacuar pelos próprios meios – solicitar evacuação em simultâneo;

As figuras 2 e 3 apresentam a geometria do edifício, com a indicação da localização dos vários pacientes a evacuar, bem como os caminhos de evacuação e os locais de refúgio para permitir o posicionamento dos pacientes entre as duas fases de evacuação horizontal e vertical.

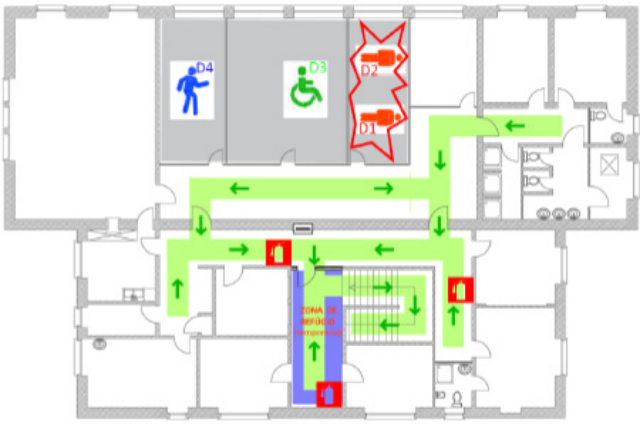


Figura 2 – Localização dos pacientes (D1, D2, D3 e D4) e caminhos de evacuação no piso 1

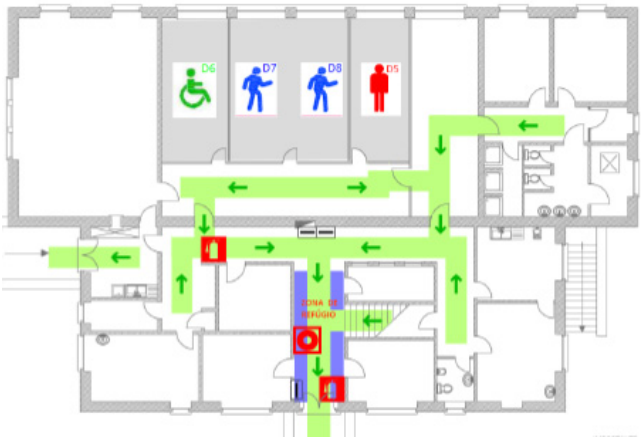


Figura 3 – Localização dos pacientes (D5, D6, D7, D8) e caminhos de evacuação no piso térreo



Figura 4 – Inicio da evacuação no piso, após o alarme e confirmação do incêndio



Figura 5 – Paciente em cadeira de rodas, e evacuação de paciente em cobertor



Figura 6 – Pacientes fora do edifício, e chegada dos bombeiros.

Os procedimentos relativos à execução do simulacro, decorreram segundo 4 fases, conforme descrição a seguir:

1ª. FASE – Deteção do Incêndio / Confirmação / Alerta /1ª. Intervenção
1.1 O Sistema Automático de Deteção de Incêndios (SADI), do Serviço é acionado e alerta;
1.2 Um dos funcionários do serviço sinistrado desloca-se, de imediato, ao local, para se inteirar da situação.
1.3 Telefona para o Posto de Segurança através do número 444 identifica-se, indica com clareza o serviço, o piso e o compartimento sinistrado, e as previsíveis consequências.
1.4 Depois de dado o alerta um funcionário tenta extinguir o foco de incêndio com um equipamento de1ª intervenção existente no local (extintor).

2ª. FASE – Comunicações Internas
POSTO DE SEGURANÇA
2.1 Reunir o maior número de informação possível (localização exata, causa, características, nº de feridos).

2.2 Proceder de acordo com o respetivo documento interno – (Fora de Horário Normal).

ENFERMEIRO COORDENADOR (EMERGÊNCIA)
2.3 Após contactado do Posto de Segurança o Enfermeiro Coordenador (Emergência), munido do maior número possível de informação, procederá de acordo com documento interno adaptando-a à realidade do atual simulacro;

SEGURANÇA EXTERNA (Vigilante – Pav 16)
2.4 Após contactado do Posto de Segurança e munido do maior número possível de informação, atuará de acordo com documento interno; adaptado há realidade do atual simulacro;

PIQUETE TÉCNICO INTERNO (SIE's)
2.5 Após contactado do Posto de Segurança e munido do maior número possível de informação, atuará de acordo com documentos internos adaptados à realidade do atual simulacro;

EQUIPA DE PRIMEIROS SOCORROS (ECE / MÉDICO INTERNO)
2.6 Após contactada pelo Posto de Segurança, munida do maior número possível de informação, desloca-se ao local do sinistro e atuará de acordo com documento interno adaptado à realidade do atual simulacro.

DELEGADO DE SEGURANÇA
2.7 Após contactado o Posto de Segurança o Delegado de Segurança (DS - ou seu substituto – Eng.º Prevenção), munido do maior número possível de informação, assumirá a coordenação das operações procedendo de acordo com o documento interno, adaptado à realidade do atual simulacro.
2.8 Neste exercício será convocado o Gabinete de Crise, conforme documento interno.

3ª. FASE – Evacuação

3.1 Cenário / Local da ocorrência (Pavilhão 02)".
3.2 Os diversos intervenientes, internos, atuam de acordo com determinado nas IEs
3.3 São "Ativadas" pelo Posto de Segurança e enquadradas pelos ERT e ECE.
3.4 Instruções de emergência, adaptadas ao simulacro presente.

4ª. FASE – Reunião de Avaliação Final

4.1 Após a conclusão do Exercício de Simulacro, realizou-se uma pequena reunião (*Briefing*), com todas as Entidades Intervenientes com o objetivo de avaliar o Exercício, através da análise dos procedimentos e comportamentos dos respetivos elementos permitindo assim a eventual deteção e posterior correção de eventuais falhas na orgânica interna e na articulação com as Entidades Externas.
4.2 As entidades intervenientes no Exercício de Simulacro efetuaram um Relatório parcial onde, são indicadas possíveis medidas corretivas a analisar e a implementar posteriormente.

3. RESULTADOS

Os resultados obtidos com este estudo baseiam-se nos tempos de evacuação de acamados, seja em cadeiras de rodas, seja com recurso a dispositivos de transporte de pessoas, neste caso tendo sido adotado o cobertor. Nas tabelas 1 e Tabela 2 apresentam-se os cálculos das distâncias e tempos de evacuação horizontal e vertical, para os doentes do piso 1 e do Rés-do-chão, respetivamente.

Tabela 1 – Tempos e velocidades de evacuação dos doentes do piso 1

PISO 1	Estado	Evacuação	Distância Horiz (m)	Tempo Horiz (s)	Distância Vert (m)	Tempo Vert (s)	Vel. Horiz (m/s)	Vel. Vert. (m/s)
Doente 1	Queimado	em cobertor	19.5	74	8.5	35	0.26	0.24
Doente 2	Inconsciente	em cobertor	22.1	47	8.5	24	0.47	0.35
Doente 3	com oxigénio	cadeira rodas	25.3	10	8.5	93	2.53	0.09
Doente 4	Puncionado	próprios meios	30.9	23	8.5	5	1.34	1.7

Tabela 2 – Tempos e velocidades de evacuação dos doentes do Rés-do-Chão

PISO 1	Estado	Evacuação	Distância Horiz (m)	Tempo Horiz (s)	Distância Vert (m)	Tempo Vert (s)	Vel. Horiz (m/s)	Vel. Vert. (m/s)
Doente 5	Politraumatizado	em cobertor	22	60	-	-	0.37	-
Doente 6	puncionado	cadeira rodas	14	20	-	-	0.70	-
Doente 7	sem gravidade	próprios meios	14.5	45	-	-	0.32	-
Doente 8	sem gravidade	próprios meios	15.5	45	-	-	0.34	-

Os resultados obtidos são congruentes com os existentes em estudos anteriores sobre esta temática [5,6]. O primeiro reparo a fazer relativamente a este exercício, é que existiu alguma despreocupação dos intervenientes, na realização das tarefas, uma vez que tinham conhecimento de que se tratava de um simulacro, e não de um cenário real de um incêndio. Por esse motivo, as ações foram todas exageradamente lentas. Verificou-se que as velocidades de evacuação horizontal e vertical apresentaram valores da ordem de 0,47 e 0,35m/s respetivamente. Também se deve notar neste ponto que esta evacuação em cobertor necessita de um número elevado de intervenientes para ser levada a efeito, no geral 5 ou 6 pessoas. No caso da evacuação em cadeira de rodas, os resultados obtidos são esperados e bastante fiáveis: verifica-se uma velocidade elevada na evacuação horizontal (2,53m/s), e uma vertical muito reduzida de cerca de 0,1m/s (0,09m/s). A evacuação do doente puncionado do piso 1, que

evacuou por meios próprios foi considerada normal e consentânea com os valores que já existem reportados em outros estudos, 1,34m/s na evacuação horizontal, e 1,7m/s na evacuação vertical. Este valor é típico do movimento de alguém que não tem qualquer limitação no seu movimento, mostrando que o estatuto de acamado não interfere com a evacuação em caso de incendio. Não obstante, os doentes 7 e 8, acamados sem gravidade, e evacuando pelos seus próprios meios, tiveram uma prestação estranha, movendo-se com velocidades da ordem dos 0,34m/s, o que pode ser explicado pela sua perceção de ausência de perigo, por se encontrarem bem, e no Rés-do-chão muito próximo da saída para o exterior, ou também pelo facto de terem encontrado algum congestionamento com doentes que vinham do piso superior.

4. CONCLUSÕES

Os incêndios em edifícios hospitalares são eventos de extrema gravidade, que quase sempre resultam em perdas de vidas humanas. Neste estudo, pretendeu-se levar a cabo um simulacro real, para cumprimento da legislação em vigor, e tirar conclusões sobre a segurança para os seus ocupantes, em situação de incêndio. O modelo agora criado para a implementação de simulacros em Hospitais, servirá para melhorar os procedimentos de emergência, e ajudar os intervenientes a alterar comportamentos no sinistro de um incêndio [7]. Relativamente aos resultados obtidos para as velocidades de evacuação dos diferentes pacientes, quer na horizontal, quer na vertical, servirão de base para calibrar modelos computacionais de simulação de evacuação em edifícios hospitalares, com pessoas acamadas e com mobilidade reduzida.

De referir também a importância da implementação com maior frequência deste tipo de exercícios em todas as unidades hospitalares, sejam públicas ou privadas, por forma a que na eventualidade de um incêndio real, todos os intervenientes se sintam particularmente à vontade com as tarefas e procedimentos que têm que levar a efeito, no sentido de promoverem a salvaguarda de todas as vidas humanas a seu caargo.

REFERÊNCIAS

[1] Coelho, N. (2021), "Segurança contra incêndios em Edifícios Hospitalares, com análise Baseada no Desempenho e por Abordagem Prescritiva", Tese de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra, Instituto Politécnico de Coimbra, https://www.academia.edu/67213352/Nuno_CoelhoDR0_1_

[2] Fechinha, P. (2018), "Segurança Contra Incêndios em edifícios de Centros Urbanos Antigos", Tese de Mestrado em Engenharia Civil, Especialidade em Construção Urbana, ISEC, Instituto Politécnico de Coimbra

[3] Hunt, A., Galea, E., Laurence, P., (2013) "An analysis and numerical simulation of the performance of trained hospital staff using movement assist devices to evacuate people with reduced mobility", Fire and Materials, https://doi.org/10.1002/fam.2215

[4] Wood, P. (1972) "The behaviour of people in Fires", s.l., Loughborough University of Technology

[5] Reis, Maria do Rosário Frazão. (2014). Estudo da evacuação em caso de incêndio de edifícios que recebem público - O caso do shopping center Fórum Coimbra. Coimbra: Faculdade de Ciencias e Técnologia da Universidade de Coimbra, 2014.

[6] Ronchi, E. and Nilsson, D. (2013). Assessment of total evacuation strategies in Tall Buildings. Fire Protection Research Foundation. s.l.: National Fire Protection Association

[7] Coelho, L. (1997). Modelação Matemática da Evacuação de Edifícios Sujeitos à Acção de um Incêndio. Volumes I e II ed. Porto. Porto: Departamento de Engenharia Civil da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1997.

ANÁLISE DAS MEDIDAS DE PREVENÇÃO E MITIGAÇÃO DO RISCO DE EXPLOSÃO DE POEIRA NO PROCESSO INDUSTRIAL DE SECAGEM DE RESINAS DE POLICLORETO DE VINILO



Manuel Neto
Aluno doutoramento
UC - Coimbra



José Góis*
Professor
UC - Coimbra

PALAVRAS-CHAVE: explosão; indústria; mitigação; poeira; secadores.

1. INTRODUÇÃO

A secagem por recirculação de calor é amplamente utilizada na indústria química, farmacêutica, metalúrgica, plásticos, agroalimentar, entre outras, devido à necessidade de secar ou higienizar materiais. Quando na secagem de alguns dos materiais processados nestas indústrias se forma poeira, com granulometria inferior a 300 μm [1], ou gases facilmente inflamáveis, existe risco de explosão, caso a atmosfera envolvente seja oxidante e possa se produzir faíscas, descarga de eletricidade estática ou gerar superfícies demasiado quentes.

Por isso as indústrias que processam produtos orgânicos, com estas características, em que algum momento se possa gerar tal cenário, devem tomar medidas de precauções adequadas, preferencialmente na fase de projeto, pois nessa altura as soluções são mais simples e económicas, de modo a assegurar o controlo dos parâmetros de risco e operacionalizar as medidas de mitigação. Torna-se por isso fundamental dispor do apoio de profissionais competentes, de modo a equacionar os problemas decorrentes de alterações nos processos de fabrico e a adotar medidas para controlar e mitigar os riscos inerentes. Tanto para gases como para poeira de materiais orgânicos, o conhecimento da periculosidade dos materiais é de relevante importância para a segurança ocupacional e para a redução dos acidentes graves atribuídos à explosão de gases ou de poeira.

Para que as explosões de poeira ou gases ocorram é necessário que a concentração de material orgânico e de material oxidante esteja num dado intervalo, e que certas condições físico-químicas sejam satisfeitas. Nos locais onde a poeira se possa depositar ao longo de sucessivas jornadas de trabalho, por desleixo dos operadores ou por razões do próprio procedimento laboral, podem acontecer sucessivas explosões, quase contínuas ou uma primeira explosão seguida por

*Autor correspondente – Universidade de Coimbra, Departamento de Engenharia Mecânica, Rua Luís Reis Santos, 3030-788 Coimbra, Portugal email: jose.gois@dem.uc.pt http://www.uc.pt

uma segunda explosão de grande dimensão, por consequência do levantamento da poeira depositada pela ocorrência da primeira explosão. Deste modo deve ser evitada a deposição de material pulverulento em estruturas, tubulações e locais de difícil acesso e limpeza, que possa ser colocado em suspensão no ar, formando uma nuvem de poeira, capaz de provocar uma explosão numa atmosfera oxidante, se existir estímulos suficientes para provocar a ignição [2].

Em resultado da explosão podem gerar-se sobrepressões com valor compreendido entre 5 a 12 bar, capazes de causar danos materiais significativos, se a explosão ocorrer num espaço fechado. As chamas e a sobrepressão causadas pela explosão não são os únicos problemas a enfrentar. Na atmosfera envolvente à explosão ocorre uma deficiência de oxigénio e a formação de gases tóxicos em virtude da combustão, nomeadamente monóxido de carbono. A concentração deste gás, para valores muitos baixos, pode causar a inconsciência, ainda que momentânea, de pessoas presentes, podendo afetar o processo de evacuação ou mesmo levar à sua morte.

Concludentemente, as questões de inflamabilidade e explosividade de gases ou poeira na indústria têm um forte impacto económico, ambiental e social, exigindo a atenção das empresas e das instituições de investigação e desenvolvimento para o estudo das variáveis que influenciam a explosão e para as medidas que possam evitar ou mitigar o efeito da explosão acidental. Igualmente as autoridades de fiscalização das condições de segurança no trabalho devem monitorizar as empresas que estejam abrangidas pela regulamentação ATEX – Atmosferas Explosivas.

Como por vezes no mesmo sistema de secagem podem ser processadas materiais orgânicos pulverulentos de diferentes tipos, podem surgir problemas complexos no desenvolvimento de estratégias adequadas de prevenção e mitigação. Mesmo assim, existem semelhanças de estratégia que podem ser aplicadas em todas as indústrias que usam estes sistemas. É contudo necessário atenção aos pequenos detalhes e às diferenças nos sistemas individuais para garantir que cada um opere da maneira mais segura possível.

O estudo de caso apresentado neste trabalho, para além de discutir diferentes formas de mitigação, nomedamente no que diz respeito a explosões em secadores industriais, pode servir também servir como alerta para a implementação de medidas de proteção para outras empresas, bem como motivação para estudos de investigação relacionados com a explosão de poeiras em secadores.

2. BREVE DESCRIÇÃO DA SECAGEM DE PÓS

A secagem é um processo muito comum em indústrias que processam materiais pulverulentos, como a indústria alimentar e farmacêutica. O processo pode ser definido como a vaporização e remoção de água ou outros líquidos de uma solução, suspensão ou mistura sólido-líquido para formar um sólido seco, transmitindo calor à matéria-prima húmida, sob a forma de uma corrente forçada de ar quente.

Os secadores industriais são usados para processar grandes quantidades de materiais a granel que precisam de níveis reduzidos de humidade. A secagem passa, habitualmente por 3 fases: inicialmente, ocorre uma elevação gradual da temperatura do produto e da pressão de vapor do líquido, posteriormente o processo atinge um ponto de equivalência na transferência de calor e de massa, gerando uma velocidade constante, em termos de troca de calor e massa, na fase final, a taxa de secagem começa a decrescer, e quando o produto alcança o ponto de equilíbrio em relação ao ar, o processo encontra-se terminado.

As indústrias que processam produtos orgânicos que, em alguma das fases do processo de fabrico se possam apresentar na forma de pó, com granulometria inferior a 300 µm, são consideradas indústrias ATEX, e devem por isso tomar precauções adequadas, preferencialmente na fase de projeto, pois nessa altura as soluções são mais simples e económicas, de modo a assegurar o controlo dos parâmetros de risco e operacionalizar as medidas de mitigação. Nas unidades em funcionamento, torna-se fundamental dispor do apoio de profissionais competentes, de modo a equacionar os problemas decorrentes de alterações nos processos de fabrico e adotar medidas para mitigar os riscos inerentes. As concentrações de poeira favoráveis para uma explosão raramente se formam fora dos ambientes de processo, portanto a maioria das explosões de poeiras começa dentro de um equipamento (como moinhos, misturadores, telas, secadores, ciclones, silos, condutas de aspiração).

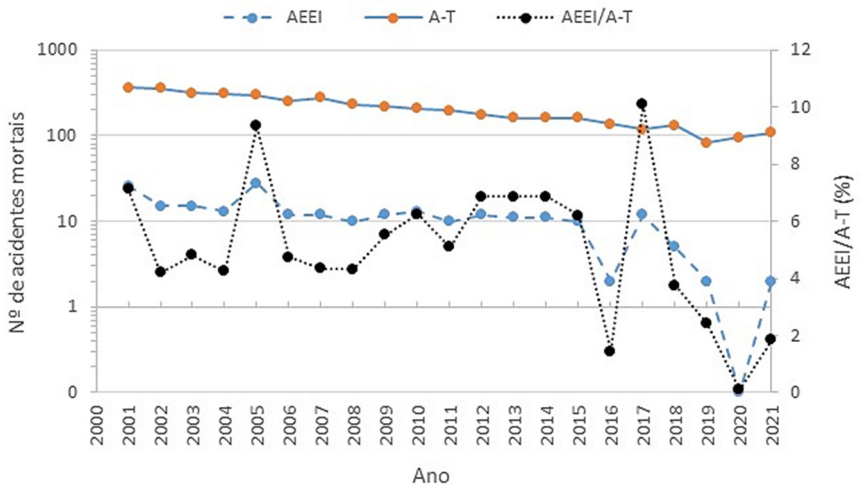
A regulamentação ATEX impõe que as empresas devem proporcionar um posto de trabalho seguro para os trabalhadores, cumprindo com diretivas específicas e procedimentos de boas práticas para a segurança e saúde no trabalho. Importa por isso perceber o tipo e modo de funcionamento dos secadores industriais, para que se possa adotar medidas que evitem explosões durante o processo de secagem, já que normalmente a atmosfera usada é o ar. Uma forma de evitar explosões acidentais nestes casos, faz-se através da eliminação ou redução da concentração de oxigénio, usando para o efeito gases inertes, sendo o mais utilizado – o azoto.

3. ACIDENTES MORTAIS ATRIBUIDOS A EXPLOSÃO INDUSTRIAL

A maioria dos acidentes com secadores industriais de materiais pulverulentos ocorreram em países mais desenvolvidos, provavelmente por disporem de serviços de registo estatístico organizado. Nos países em desenvolvimento não existem dados estatísticos sobre este tipo de acidentes, mas admite-se que também ocorram explosões em casos semelhantes.

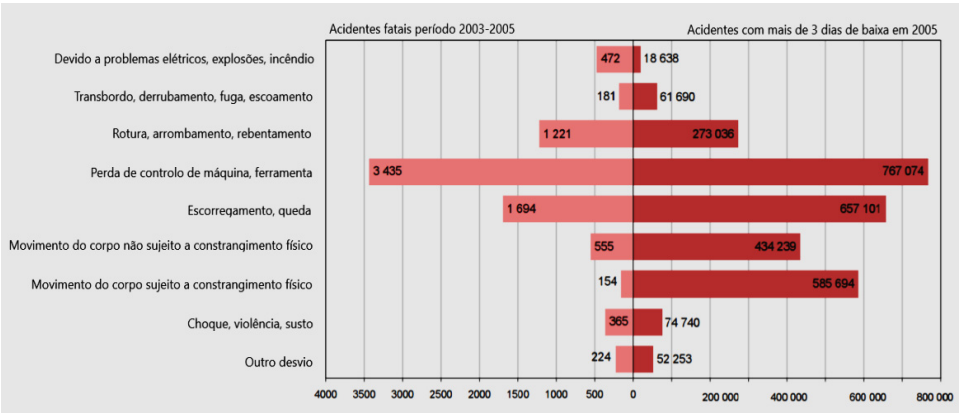
Em Portugal e na EU-25 os acidentes envolvendo explosões estão integrados com os acidentes causados por problemas elétricos ou incêndios. Em Portugal estes dados encontram-se dispersos pelo Gabinete de Estratégia e Planeamento do Ministério da Solidariedade e da Segurança Social se tiverem ocorrido até 2010, e para datas posteriores pelo Gabinete de Estratégia e Estudos do Ministério da Economia e mais tarde pela Autoridade para as Condições de Trabalho (ACT). Nos últimos 20 anos os acidentes mortais atribuídos a desvios causados por problemas elétricos, explosão ou incêndios, representam sensivelmente menos de 10%, do total de acidentes mortais, sendo a média no período em análise de sensivelmente 5, não tendo havido qualquer acidente em 2020, certamente pelo longo período de confinamento por força da pandemia causada pelo COVID-19 (Figura 1).

Na EU-25, o número de acidentes com mortes atribuídos a desvios causados por problemas elétricos, explosão ou incêndio no período de 2003 a 2005 foi de aproximadamente 5,7 % do total de acidentes fatais registados (Figura 2), valor ligeiramente abaixo da média desse período em Portugal, que foi de 6,1%.



AEEI - Acidentes de trabalho mortais, com desvio atribuído a problemas elétricos, explosão ou incêndio
A-T - Acidentes de trabalho mortais
AEEI/A-T - Percentagem de acidentes de trabalho mortais com desvio atribuído a problemas elétricos, explosão ou incêndio em relação ao total de acidentes de trabalho mortais

Figura 1 - Evolução do número de acidentes de trabalho mortais em Portugal



Percentagem de acidentes atribuídos a desvios causados por problemas elétricos, explosão ou incêndio = 100x[472/∑(Acidentes fatais)]=5,7%

Figura 2 - Número de acidentes fatais (parte esquerda) e acidentes de trabalho com mais de 3 dias de baixa (parte direita), por tipo de desvio

4. ESTUDO DE CASO

As instalações da fábrica da CIRES - Companhia Industrial de Resinas Sintéticas, integrada no Grupo Empresarial SHIN-ETSU, encontram-se localizadas num complexo industrial que se situa a oeste da estrada EN-109, à sua passagem pela zona do Samouqueiro, entre as localidades de Estarreja e Avanca.

A CIRES, fabrica resinas de policloreto de vinilo (PVC) do tipo suspensão (s-PVC) em 6 reatores de 40 m³ e em 3 reatores de 130 m³ de capacidade, e resinas do tipo emulsão (e-PVC) em 4 reatores de 14 m³ de capacidade. Nas instalações armazena de Cloreto de Vinilo Monómero (VCM) para produção, em 4 depósitos horizontais (2x100 m^3, 2x250 m^3) à pressão de vapor e no estado líquido. O VCM é recepcionado na unidade através de um *pipeline* que liga as Instalações Portuárias de Recepção (IPR) no Porto de Aveiro e a fábrica de Estarreja.

A CIRES tem instalado um processo tipo de secagem por recirculação de calor em que, após o ar de secagem ser aquecido até à temperatura de operação, é insuflado pela parte inferior na câmara de secagem. O ar quente que sai do ciclone é reenviado para a parte inferior da câmara de secagem através da tubagem de recirculação. O condensador encontra-se instalado na tubagem de exaustão para arrefecer o gás residual, ainda antes do adsorvente de carvão ativado, remover os compostos orgânicos voláteis. O vaso de expansão foi incluído no sistema de circulação de gás, por forma a mitigar a expansão do gás, causada pelo aumento da temperatura, mantendo assim a pressão no equipamento de secagem com um valor próximo da pressão atmosférica. A Figura 3 mostra um esquema representativo do secador com recirculação de gás, sendo as zonas consideradas ATEX, o secador, os ciclones e as tubagens de ligação.

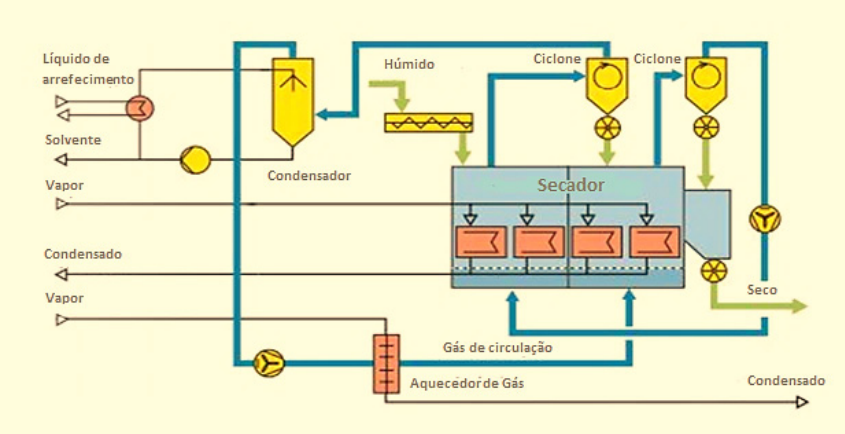


Figura 3 - Esquema de secador industrial por recirculação de calor

O ciclo de operações básicas do processo de secagem, é apresentado no diagrama abaixo (Figura 4), sendo composto pelos seguintes passos:

- carregamento do produto;
- ligação do ventilador de recirculação e do aquecedor elétrico;
- ventilação e troca de gás em intervalos de 15 minutos;
- operação de secagem;
- paragem do aquecedor elétrico e do ventilador de recirculação;
- exaustão de gases;
- descarga do produto.

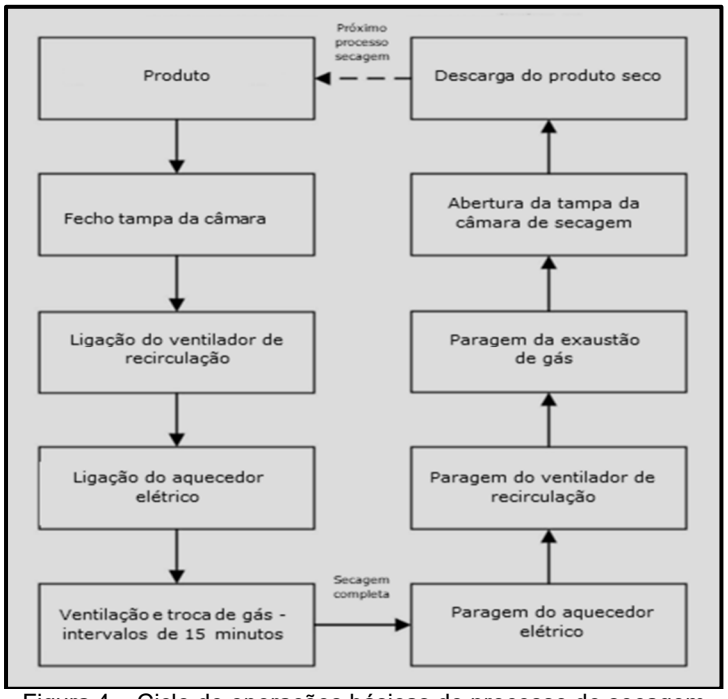


Figura 4 – Ciclo de operações básicas do processo de secagem

Durante todo o processo de secagem, sabe-se que é gerada uma grande quantidade de gás inflamável. Quando a concentração do solvente inflamável atinge os limites de explosividade na presença de ar, passa a existir a probabilidade de ocorrência de uma explosão. As fontes de ignição geralmente conhecidas incluem chama aberta, descarga de faísca elétrica, faísca eletrostática e faísca de choque por fricção.

As medidas de proteção para essas fontes de ignição no processo de secagem incluem: por exemplo, dispositivos elétricos à prova de explosão, extintores de incêndio e equipamentos de alarme, vulgo detetores; inspeções técnicas programadas ao equipamento e formação e treino no âmbito da segurança ativa e passiva, para os operadores do equipamento. Para a operação de secagem por recirculação de calor, é importante ter em consideração uma outra fonte de ignição notável: a alta temperatura, a qual pode gerar uma autoignição. Portanto, deve ser considerada a aplicação de medidas de redução da temperatura de operação.

Para a secagem por recirculação de calor, a temperatura de operação deve ser suficientemente elevada, sendo habitualmente igual ou superior a 150 ºC, tornando o ambiente inevitavelmente quente. Para estes valores de temperatura, os solventes orgânicos comuns e outros componentes inflamáveis utilizados durante o processo de secagem, facilmente atingirão o ponto de ebulição, originando constrangimentos na mitigação dos efeitos provenientes das fontes de ignição.

Uma fonte de ignição, por exemplo, uma faísca elétrica estática, pode originar uma explosão, quando a concentração de solvente inflamável no ar, atinge os limites de explosividade. Este tipo de acidentes poderá ocorrer durante o processo de secagem de e-PVC (PC em emulsão) e s-PVC (PVC em suspensão). No sentido de evitar acidentes nos processos de secagem por recirculação de calor, será necessário proceder-se ao suprimento frequente de ar novo e ao

controlo da concentração de gás combustível ou partículas, abaixo de 25 % do limite inferior de explosividade.

As medidas de protecção contra explosões aplicadas na empresa CIRES, encontram-se divididas em medidas técnicas e medidas organizacionais. As medidas técnicas têm como objectivo principal, evitar que uma possível mistura de gases e/ou poeiras inflamáveis com o ar, entre em contacto com uma fonte de ignição e que, caso ocorra, as consequências sejam as mínimas possíveis, destacando-se as medidas para evitar a formação de atmosferas explosivas, nomeadamente: a substituição de substâncias inflamáveis, a limitação da concentração/inertização, a prevenção ou redução da formação de atmosferas explosivas em torno das instalações, a eliminação de depósito de poeiras, as proteções e o controlo na realização de trabalhos de manutenção, a utilização de detectores de gás, a eliminação de fontes de ignição, a eliminação de eletricidade estática, o contacto com as superfícies quentes, a eliminação de chamas e os gases quentes, a eliminação de faíscas geradas mecanicamente, a proteção dos aparelhos elétricos através da blindagem, a proteção contra descargas atmosféricas, a proteção contra ondas electromagnéticas de frequência rádio, a proteção de reacções exotérmicas, incluindo autoignição de poeiras e a limitação dos efeitos de explosões. As medidas organizacionais permitem configurar os processos de trabalho de modo a impedir que os trabalhadores sejam afectados pelos efeitos de uma explosão, sendo de suprema importância: as instruções de trabalho, a qualificação dos trabalhadores, a formação e informação dos trabalhadores, os sistemas de autorização para a execução de trabalhos, a sinalização de áreas perigosas, a supervisão dos trabalhadores e os depósitos de poeiras.

A empresa encontra-se munida por um sofisticado sistema de deteção de incêndio, incluindo o modo de operação e monitorização. Em caso de emergência, o estabelecimento possui um sistema de alarme sonoro, perfeitamente audível em todos os pontos das instalações e diferenciado de outros sinais acústicos igualmente utilizados. Todo o pessoal reconhece os sinais de alarme e está formado e treinado, quanto às ações a empreender após a sua ativação.

O estabelecimento dispõe de equipamento de proteção individual (EPI) para utilização dos trabalhadores em situação de emergência, nomeadamente equipamento de proteção para combate a incêndios composto por fatos NOMEX, capacete, botas e luvas; botas de borracha; máscaras de proteção; óculos de proteção e luvas de diversos materiais. As Salas de Controlo, Posto Médico, Edifício Administrativo e Manutenção Elétrica, estão equipadas também com aparelhos de respiração autónoma. Estão ainda disponíveis máscaras de evacuação, em diferentes locais da fábrica.

A fábrica da CIRES dispõe de uma viatura de emergência equipada com diversos meios de intervenção rápida, nomeadamente meios de combate a incêndio, fatos proteção química, meios de rádio e comunicação; sistemas monitorização do ambiente de trabalho e equipamentos de proteção individual. Encontra-se ainda equipada com equipamentos e sistemas de segurança contra incêndios, a destacar: extintores, rede de água, rede de espuma, difusores de água, canhões de água e monitores de água.

Torna-se relevante referir a existência de um Corpo de Brigadistas composto por 50 elementos, dirigidos por 3 Diretores de Emergência, 1 Diretor Operativo e coordenados por 1 Coordenador Geral de Emergência, com formação e treino em Emergências Industriais, mais especificamente no Controlo de Acidentes com Matérias Perigosas, Incêndios e Explosões. Por outro lado, todo o pessoal que trabalha no estabelecimento está familiarizado com o mesmo e esclarecido sobre as suas regras de exploração, tendo conhecimento quanto à atuação a ter, em caso de emergência. A Figura 5 mostra o organograma para a situação de emergência.

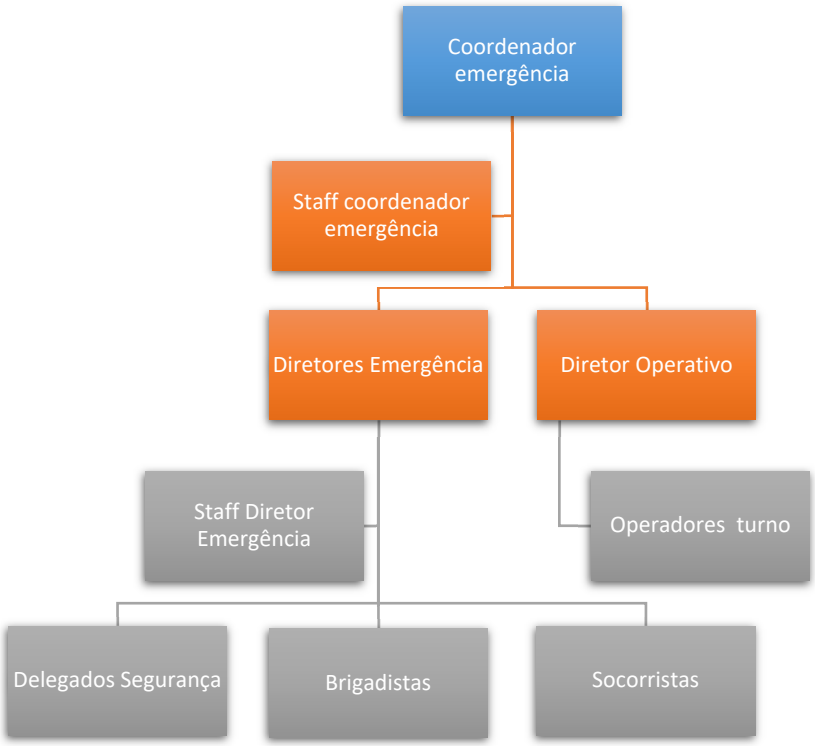


Figura 5 - Organograma em situação de emergência

Importa também mencionar que, a empresa CIRES dispõe de um Plano de Formação Anual, composto por formação e treino específico para brigadistas, nomeadamente em Controlo de Acidentes com Matérias Perigosas, Incêndios e Explosões e formação teórico-prática, para todos os colaboradores internos, em especial, para situações de risco de incêndio (incluindo utilização de extintores), emissão do alerta, evacuação, utilização dos comandos de meios de atuação em caso de incêndio e instruções especiais de emergência. Por outro lado, a CIRES dispõe ainda de um campo de treinos, parte integrante das instalações fabris, contendo vários equipamentos de formação e treino, onde são ministrados diversos tipos de exercícios, nomeadamente combate a incêndios com fogo real, tamponamento de fugas em depósitos e tubulações, supressão de obstáculos, salvamento em grande ângulo e salvamento de vítimas em espaços confinados.

A comunicação de uma Emergência ao Serviço Municipal de Proteção Civil (SMPC) é efetuada pelo Coordenador da Emergência, ao ser ativado o Plano de Emergência Interno, numa situação de Emergência Geral após análise e classificação do acidente em causa, com base nos critérios anteriormente descritos. O Serviço Municipal de Proteção Civil é avisado através do rádio, instalado na Sala de Controlo e no gabinete do Diretor de Qualidade Segurança e Ambiente (Diretor de Emergência), que permite a comunicação direta com o SMPC.

A comunicação de uma emergência aos estabelecimentos vizinhos é efetuada pelo Coordenador da Emergência, após análise do acidente em causa, caso seja previsível que o acidente em causa possa vir a afetar o normal funcionamento de algum destes estabelecimentos vizinhos, ou caso seja tomada a decisão de ativação do Protocolo de Atuação em caso de Emergência

Estabelecidos com Entidades Vizinhas, de forma a solicitar reforço de meios no combate ao acidente em causa e de ajuda mútua estabelecido entre a CIRES e as empresas vizinhas no Complexo Químicos de Estarreja, nomeadamente a DOW, a BONDALTI CHEMICALS, a Air Liquide e a TJ Amaral (transportes). Este pacto tem 3 linhas de orientação fundamentais: partilha interempresas de meios técnicos de combate a emergência; colaboração interempresas no treino e formação de pessoal em combate a emergência e reforço de meios humanos para combate em situações de emergência.

5. CONCLUSÕES

A CIRES faz parte integrante do Complexo Químico de Estarreja e encontra-se abrangida pela legislação de acidentes industriais graves, Diretiva Seveso (superior e inferior). Neste estudo foi analisado e discutido o processo de secagem industrial de resinas de policloreto de vinilo (PVC) da CIRES e as medidas de prevenção e mitigação dos riscos de explosão de poeira.

A análise ao caso de estudo mostrou que a temperatura de secagem, a taxa de ventilação, a carga do secador e a concentração de oxigénio, têm um impacto significativo no risco de explosão do equipamento de secagem. O duplo circuito de exaustão com função automática de alívio de pressão, contribuirá para o controlo da concentração de oxigénio na câmara de secagem.

A CIRES – Estarreja, face à implementação de procedimentos inovadores e eficazes, à cultura de segurança mantida e aplicada pela gestão de topo e, fundamentalmente devido à formação e treino dos seus colaboradores, tem evitado a ocorrência de acidentes que, eventualmente poderiam tomar proporções catastróficas, dada a vizinhança com outras empresas que processam também matérias perigosas.

REFERÊNCIAS

[1] Proust, C. - *Dust explosions in pipes: A review*. Journal of Loss Prevention in the Process Industries, Volume 9, 1996, 267-277. https://doi.org/10.1016/0950-4230(96)00010-1.1996

[2] Eckhoff, R. - *Dust Explosions in the Process Industries*, 3rd Edition, Butterworth. Heinmann, Oxford, 2003, 719 p.

ANÁLISE ESPECÍFICA DE RISCOS PARA O TÚNEL DE MONTEMOR



Carlos Biscaia Oliveira
Eng. Civil
Director na Brisa,
Operação e Manutenção
Cascais - Portugal



Jorge Saraiva*
Eng. Mecânico
Director da Dinâmica
Aplicada - Lisboa
Portugal

Palavras-chave: Túneis Rodoviários; Análise de Riscos; Mercadorias Perigosas; Incêndio

RESUMO

O objectivo principal desta comunicação é apresentar uma metodologia e os procedimentos que suportaram a Análise Específica de Riscos cujos resultados foram apresentados num relatório, exigido pela legislação portuguesa (*DL 75/2006* [1] e *DL 75/2014* [2] – transposição da *Directiva 2004/54/CE* [3], sobre os requisitos mínimos para os túneis integrados na rede rodoviária transeuropeia (RRTE), do Parlamento e do Conselho), quando se procede à reabilitação de um túnel existente. A metodologia adoptada parte da Análise de Risco desenvolvida ao nível de projecto [4], à qual adiciona: as estatísticas de incidentes/acidentes registadas nos últimos 10 anos para o túnel (objecto de trabalho específico que começa por estabelecer uma distinção clara entre incidentes e acidentes) [5]; o transporte de mercadorias perigosas específicas através deste, com base nos dados de tráfego (suportado num trabalho específico de análise e previsão de tráfego) [6]; e um conjunto de cenários de incêndio, com diferentes intensidades e probabilidades de ocorrência [7]. O procedimento passa pelo estabelecimento de uma árvore de eventos (com probabilidades associadas); pela análise das condições de evacuação; e pela tipificação de cenários de incêndio. Na comunicação será dada particular relevância às situações de incêndio.

De referir que o documento exigido pelas disposições Regulamentares para os túneis existentes à data da publicação da Directiva é *uma análise específica dos riscos, descrevendo eventuais acidentes que possam ocorrer durante a fase de funcionamento e que possam claramente afectar a segurança dos utentes nos túneis, bem como a natureza e a magnitude das suas*

*Autor correspondente – Dinâmica Aplicada, lda. R Maestro Frederico de Freitas 15 -7º 1500-399 Lisboa, PORTUGAL. Telef.: +351 214067337; e-mail: dinamica@netcabo.pt

possíveis consequências; …. A necessidade de definir uma metodologia e procedimentos específicos decorre do facto de a Entidade Inspectora/Fiscalizadora ter expresso num relatório datado de 2007 [8] … *uma aplicação corrente do programa, por parte de qualquer entidade, em casos de estudo específicos localizados no território nacional, necessita de uma adaptação de determinadas condicionantes de cálculo à realidade portuguesa*.

1. O TÚNEL DE MONTEMOR. ENQUADRAMENTO GEOGRÁFICO E LEGISLATIVO

O túnel de Montemor com uma TMDA (actual) da ordem dos 25000 veículos, está integrado na autoestrada A9, também conhecida pela designação CREL (Circular Regional Exterior de Lisboa) e a sua localização, bem como a extensão da autoestrada, para ambos os lados (desenvolvimento no sentido Sudoeste-Nordeste), pode ser vista na figura 1. Trata-se de um túnel, construído em 1994, com 2 galerias unidirecionais afastadas cerca de 30 m (eixo a eixo), com um comprimento de ~735 m. Os seus eixos são rectilíneos e apresentam uma inclinação média longitudinal de 4,6 %, no sentido Este-Oeste, tendo cada galeria uma secção recta de área ~127 m^2.



Figura 1 – Inserção do Túnel de Montemor na rede viária da Região de Lisboa

Do ponto de vista das exigências legais, este túnel integra a Rede Rodoviária Nacional (RRN, daí que a reabilitação devesse cumprir o disposto no DL 75/2014, nomeadamente o prazo limite 31.12.2020 e não a data de 31.12.2014, como imposto para os túneis da RRTE aos quais se aplicou o DL 75/2006). A alteração da legislação deixou em aberto a questão sobre a eventual extensão dessa reabilitação, associada à aplicação do princípio da não rectroactividade. No entanto, a BRISA entendeu dever cumprir, no respeito pelo princípio de uniformidade, as disposições do DL inicial.

2. AVALIAÇÃO GERAL DO RISCO

Na fase do projecto de execução, do processo de reabilitação do Túnel de Montemor, a Análise de Risco incluiu a estimativa do período de retorno de um conjunto de ocorrências associadas a acidentes muito graves, que incluíam o transporte de mercadorias perigosas e, em particular, as de incêndio.

Essas estimativas foram levadas a cabo – com base nos dados disponíveis na literatura da especialidade de diferentes países – recorrendo a duas metodologias distintas: recurso a árvore de eventos e estabelecimento de curvas F_N (frequência_número de mortes).

O quadro 1 e a figura 2 ilustram os resultados obtidos para o caso de um eventual incêndio, no que se refere ao número de mortos que podem resultar desse tipo de ocorrência.

Quadro 1 – Árvore de Eventos [4]

GALERIA DESCENDENTE												
Veic *km/ano	tipotraf	Cong	veic	HRR (MW)	tráfego veic *km/ano	PIA /veic*km	Taxa inc/acid	inc imp /ano	Cont desenf	Taxa mort /inc	Mortos /ano	resumo
6570000	1D		Lig	16		1,20E-07	0,016		1	0,015		
	1	0	0,97			8,33E+06						
	6570000		6372900		4779675			9,18E-03			1,38E-04	1,38E-04
			Pesado1	30		2,00E-08						
			0,03			5,00E+07			1	0,15		
			193158		144868,5			4,64E-05			6,95E-06	
			Pesado2	100								
			0,0006						0	15		
			3942		2956,5			5,46E-07			1,42E-05	
			6570000		4927500						vl+vp(30)	1,45E-04
TMDA*365	Unidirec		% TMDA		Col 1*Ltún						vl+vp(30)+vp>	1,59E-04

A árvore de eventos apresentada acima refere-se apenas à galeria descendente, mas foi elaborada igualmente para a galeria ascendente, que apresenta valores menores de risco dada a redução de velocidade associada à pendente (as diferenças são pequenas e só significativas – uma ordem de grandeza abaixo - para os pesados da classe 2).

Uma descrição pormenorizada dos valores apresentados no quadro pode ser encontrada no Relatório já referido (alguma informação sobre os valores está indicada na última linha do

quadro). Refere-se, todavia, que o tipo de tráfego e a possibilidade de congestionamento determinam os valores das constantes utilizadas nas colunas PIA (probabilidade de ocorrência de incidentes/acidentes), Taxa de ocorrência de um incêndio e, conjuntamente com as características do veículo e do sistema de controlo de fumo, determinam a taxa de mortalidade/incêndio.

As principais conclusões que se podem retirar do quadro é que o período de retorno associado à possibilidade de ocorrência de um incêndio importante de um veículo ligeiro é da ordem dos 110 anos, de um veículo pesado da ordem dos 21000 anos e de um pesado com matérias inflamáveis e perigosas de mais de um milhão de anos[†]. Já o período de retorno para a ocorrência de mortes é substancialmente mais elevado (a probabilidade de uma morte associada ao incêndio de um veículo ligeiro neste túnel é muito baixa); o seu valor é praticamente independente do tipo de veículo, sendo da ordem dos 6000 anos.

A figura 2 representa a aplicação ao túnel de Montemor do procedimento mais correntemente adoptado na Análise de Risco de ocorrência de mortes em túneis rodoviários, se bem que seja utilizado em múltiplas aplicações bem distintas. Na realidade, a análise apresentada foi mais longe que a ocorrência de um incêndio e seguiu de perto o procedimento estabelecido no software DG-QRAM (Mercadorias Perigosas) mas adoptando as estatísticas da UE (algumas delas estabelecidas também por país) sobre o transporte deste tipo de mercadorias [9].

As linhas de pendente constante, a azul, correspondem aos valores limites (máximo e mínimo) de perda de vidas humanas em acidentes rodoviários admitidos pelo HSE[‡] (Health Service Executive) do RU, sendo a linha inferior correspondente a casos excepcionais quando as pessoas expostas não têm percepção do risco[§]. Valores acima do limite superior significam que as soluções existentes são inaceitáveis; valores abaixo do limite inferior traduzem o princípio de aceitação do risco associado pela sociedade; e, entre os dois valores, situa-se a zona designada por ALARP (As Low As Reasonably Praticable) [10].

Como se pode verificar, a probabilidade de todas as ocorrências de acidentes (a quase totalidade ligada a eventuais incêndios) estão abaixo da linha limite inferior (linha contínua) e apenas o caso de incêndio de veículos ligeiros entra pela zona ALARP, caso se adoptasse como limite a linha a tracejado.

Os valores estimados pelos dois procedimentos não variam significativamente, o que é parcialmente justificável, pois as bases estatísticas não são completamente independentes.

[†] É evidente que estimativas como as correspondentes ao caso dos veículos pesados têm pouco significado estatístico em termos absolutos; estabelecem que os períodos de retorno são extremamente elevados, tornando estas ocorrências em verdadeiros acidentes, que excedem mesmo a definição adoptada na Regulamentação europeia e nacional para acções deste tipo.
[‡] Deve notar-se que há diferenças entre as curvas limites adoptadas por diferentes países e dentro destes há, também, a adopção de diferentes limites para diferentes tipos de acidentes.
[§] De notar que este não é o caso dos túneis em que a maior parte dos seus utilizadores os percorre frequentemente.

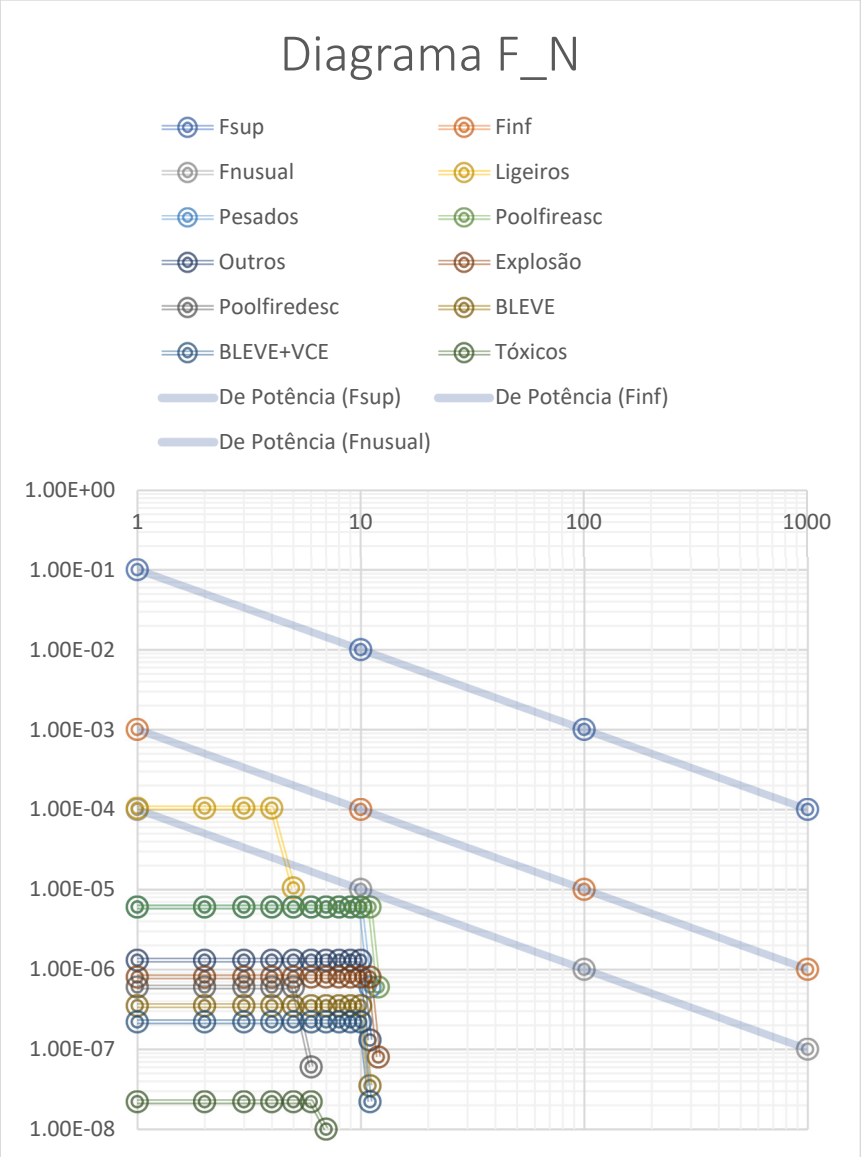


Figura 2 – Diagrama F_N [4]

De referir que foi desenvolvido um estudo sobre a ocorrência de incidentes/acidentes no túnel de Montemor com base nos registos efectuados pela BRISA ao longo dos anos (concretamente da base de dados existente foram utilizados os dados de ocorrências entre 01012010 e 30062020) que, tanto quanto seja do conhecimento dos autores, foi o primeiro trabalho deste tipo levado a cabo em Portugal [5]. Os resultados desse estudo mostram (em especial quando considerado o troço que compreende o túnel) um razoável ajuste, em termos estatísticos quando comparados com a informação de outros (poucos) países europeus.

3. CENÁRIOS DE INCÊNDIO. MODELO

A Análise Específica de Riscos vai muito para além do tratamento estatístico atrás apresentado e deve descrever "*eventuais acidentes que possam ocorrer durante a fase de funcionamento e que possam claramente afectar a segurança dos utentes nos túneis, bem como a natureza e magnitude das suas possíveis consequências; …".* A definição de Cenários de um possível incêndio e a modelação do seu desenvolvimento são, por isso, uma parte importante (essencial) desse relatório e, obviamente, desta comunicação.

Foram modelados mais de três dezenas de cenários de incêndio, a maior parte dos quais, 30, para estabelecimento do que se poderá considerar como situações "correntes"[**].

A figura 3 representa de forma sumária as características de incêndio consideradas nas simulações. Em abcissa figura o tempo (minutos); em ordenada a potência total (HRR) em MW. Todos os cenários apresentam uma fase de crescimento (linear) inicial a que se segue um patamar correspondente à potência nominal e a fechar uma fase de decaimento. O crescimento considerado é duplamente conservativo: o modelo de evolução da potência libertada pelo incêndio que melhor se adapta aos ensaios é quadrático e a sua taxa de crescimento é sempre "ultra-fast".

Adoptou-se um modelo analítico unidimensional transitório de estimativa numérica das condições que podem ocorrer no interior de um túnel aquando de um incêndio, que tem em conta as equações que traduzem os princípios de conservação da massa da quantidade de movimento e de energia (entalpia) unidimensionais[††] e considera, complementarmente, as condições de fronteira (transmissão de calor para a parede das galerias e pressão associada ao vento nos portais). O modelo recorre às equações termodinâmicas, considerando o ar e o fumo como gases perfeitos, e definindo a função entalpia para estes.

Finalmente recorre também, indirectamente, à equação da conservação de massa[‡‡] para definir o transporte de poluentes pelo escoamento. O modelo está implementado num "software" específico designado por CAMATT [11].

Os parâmetros estimados são a velocidade do escoamento e a temperatura, a concentração de poluentes, concretamente, em caso de simulação de incêndio[§§], CO e partículas (visibilidade), a temperatura da parede e a distribuição de pressão (estática).

[**] A designação de correntes pretende aqui referir os cenários associados às diferentes potências (5 – entre 5 e 100 MW) para as posições consideradas representativas (3 – junto aos portais e a meio das galerias) e para as galerias (2), com o sistema de controlo de fumo operando nas condições de projecto, isto é, accionado de forma a garantir que o escoamento de fumo se processa no sentido do tráfego (garantido a evacuação dos utentes em sentido contrário). Foram simuladas, em acréscimo para a galeria ascendente e para os incêndios de maior potência (100 e 30 MW) outras possibilidades de operação dos ventiladores.
[††] Identificados fontes e poços associados às diferentes equações
[‡‡] Identificados fontes e poços associados a cada poluente
[§§] Para tráfego normal são estimadas concentrações de outros poluentes. De referir que esta parte da aplicação está desactualizada face à entrada em vigor das ditas Normas EURO.

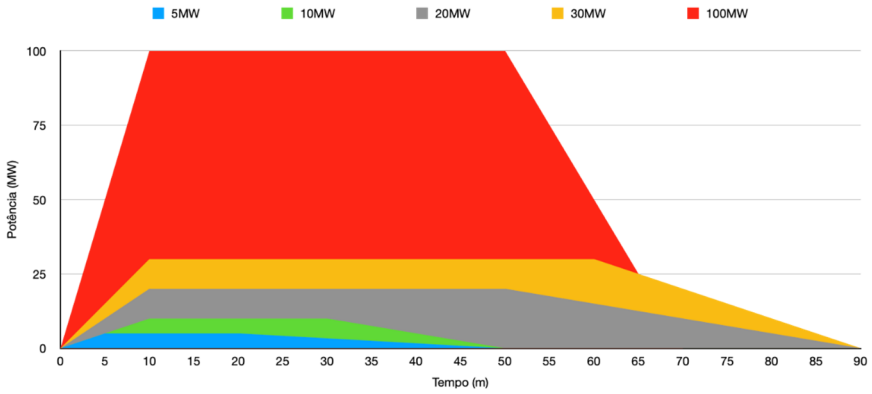


Figura 3 – Cenários de incêndio [7]

4. RESULTADOS

Ainda que o conjunto de simulações abranja um espectro largo de cenários - 3 posições em cada galeria (na vizinhança dos portais e a meio) e 5 potências nominais de incêndio (5, 10 ,20, 30 e 100 MW, sendo este último valor muito acima da potência nominal de projecto definida: 30 MW) – apresentam -se apenas alguns resultados que correspondem a cenários particularmente adversos para as galerias, Assim, para a galeria ascendente, considerou-se o caso do incêndio de um veículo ligeiro (5 MW de potência nominal) ocorrendo junto ao portal de entrada (portal de menor cota); para a galeria descendente o cenário escolhido foi um incêndio de um veículo pesado carregado (30 MW) ocorrendo junto ao portal de entrada (portal de maior cota). No primeiro caso minimiza-se o efeito de chaminé, no segundo maximiza-se esse mesmo efeito, já que o fumo é, por definição, lançado sempre no sentido do tráfego, evacuando os utentes em sentido contrário.

O sistema de ventilação é longitudinal constituído, em qualquer das galerias, por filas de ventiladores de impulso do tipo “banana jet”, de 1000 mm de diâmetro e 880 N de impulso (4 filas de 4 ventiladores na galeria descendente e 2 filas de 2 ventiladores na galeria ascendente).
Mesmo para estas simulações apenas é apresentado um conjunto limitado de resultados, no essencial, dois diagramas em que no eixo dos xx é representado o comprimento ao longo da galeria e no eixo dos yy o tempo decorrido desde o início do incêndio, isto é, nesses diagramas:
- uma linha vertical representa a evolução temporal de uma variável numa dada secção;
- uma linha horizontal, por sua vez, representa a distribuição dessa variável num determinado instante ao longo da galeria.

Complementarmente, são apresentados alguns gráficos com a variação temporal de variáveis específicas em secções rectas selecionadas.

4.1 Galeria ascendente: Incêndio a cerca de 80 m do portal de entrada

Nos diagramas (figura 4) pode verificar-se que o escoamento imposto pelo sistema de ventilação se processa da direita para a esquerda. De facto, o diagrama de temperatura apresenta

claramente uma linha vertical bem marcada no foco de incêndio, separando a zona a azul, para montante, onde reinam as condições exteriores, da zona colorida do lado esquerdo que descreve a variação de temperatura à medida que o incêndio se desenvolve e depois se extingue. O diagrama de velocidade aparece com um aspecto uniforme, constituído por linhas quase horizontais com ligeiras variações de cor.

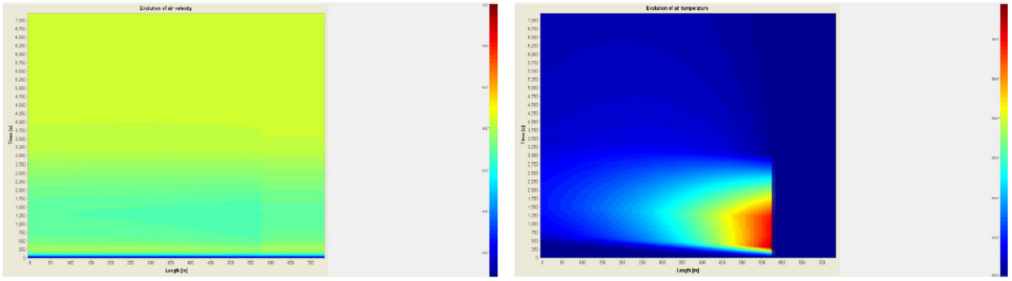


Figura 4 - Diagramas de Velocidade e Temperatura do ar/fumo

O gráfico das velocidades e das temperaturas (figura 5) permitem compreender que após o período transitório inicial (associado à acção do vento exterior, ao desenvolvimento do incêndio e ao arranque dos ventiladores) a velocidade do escoamento varia entre 1,5 e 1,75 m/s vinda de um valor da ordem de 3,5 m/s (uma variação em torno do valor médio inferior a 5% da escala representada). No caso das temperaturas estas sobem até aos 30 ºC (valor médio para a secção, já afastada do foco) comparando com os 20º C considerados para a temperatura ambiente (uma variação típica de cerca de 30% da escala representada) Dito de outra forma, a diferença de velocidade entre duas secções próximas, a montante e a jusante do foco, diferem em cerca de 2%, o que não permite identificar, no diagrama das velocidades, a posição do foco.

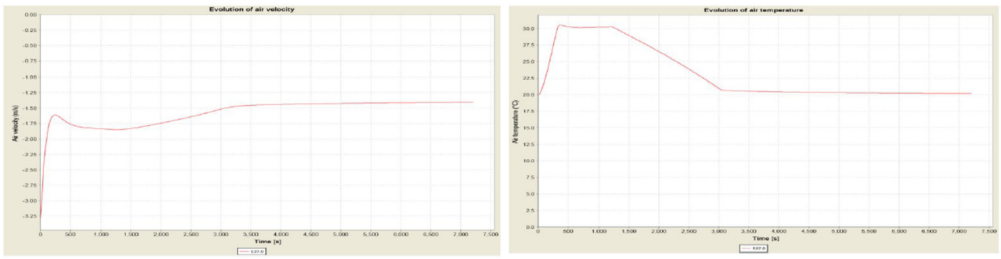


Figura 5 - Velocidade e Temperatura do ar/fumo na secção 60 m a jusante do foco

Os gráficos da figura 6 mostram a rapidíssima diminuição da visibilidade e permitem concluir que ao fim de cerca de 30 segundos a visibilidade já não permite a circulação de veículos e que passado um minuto a origem do incêndio a visibilidade é nula. A temperatura da parede vai subindo com a passagem do fumo quente e cerca de meia-hora após o início do incêndio atinge o seu valor máximo, cerca de 24 ºC (cerca de metade da elevação máxima de temperatura do fumo).

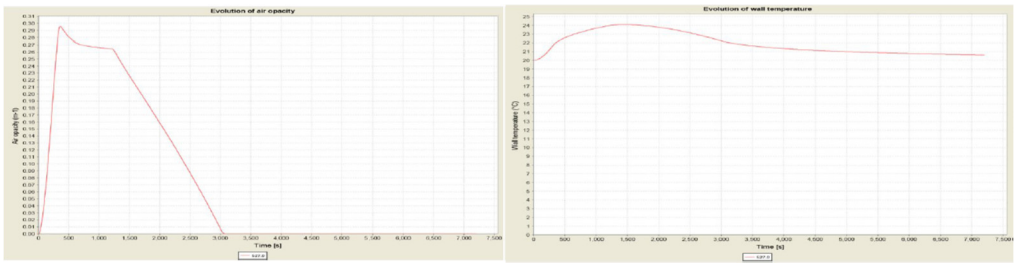


Figura 6 - Visibilidade e Temperatura da Parede na secção 60 m a jusante do foco

4.2 Galeria descendente: Incêndio a cerca de 80 m do portal de entrada

Os diagramas do lado direito das figuras 4 e 7 têm semelhanças nítidas, começando pela linha vertical que separa o escoamento a montante (ar) do escoamento a jusante (fumo) do foco. No caso do diagrama da figura 4 o escoamento tinha o sentido da direita para a esquerda e no diagrama 7 tem o sentido inverso, de qualquer forma os dois traduzem que nunca há escoamento de fumo para montante do foco.

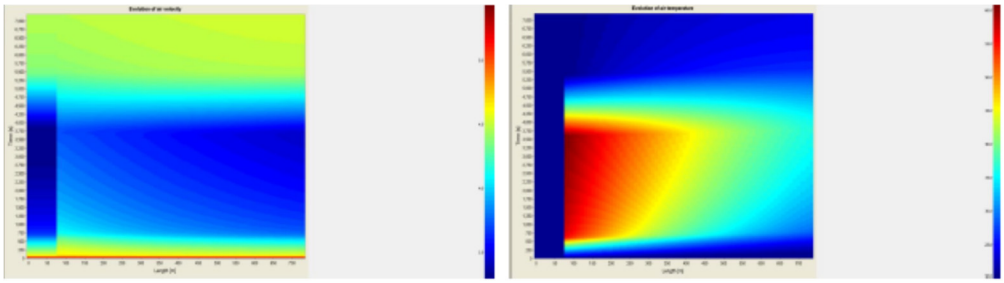


Figura 7 - Diagramas de Velocidade e Temperatura do ar/fumo

Já para os diagramas do lado esquerdo (velocidade) se verifica uma diferença nítida: é agora clara a linha vertical associada à variação da velocidade quando passa pelo foco, devido ao grande aquecimento a que a massa de ar/fumo é sujeita. A escala das temperaturas passa dos cerca de 30ºC no diagrama da figura 4 para 350ºC no diagrama da figura 8. Isto significa que a velocidade a jusante do foco é cerca de 20% superior à velocidade a montante, mais que suficiente para que o diagrama permita identificar, claramente, a passagem pela secção deste.

Os gráficos das figuras 8 e 9 mostram a evolução das mesmas variáveis apresentadas para o escoamento descendente, mas ilustram a grande diferença em termos de valores das variáveis que resultam da simulação do incêndio de um veículo ligeiro e de um pesado com carga (não particularmente) inflamável. A temperatura da parede atinge valores da ordem dos 45 ºC e o crescimento da opacidade é uma ordem de grandeza mais elevado.

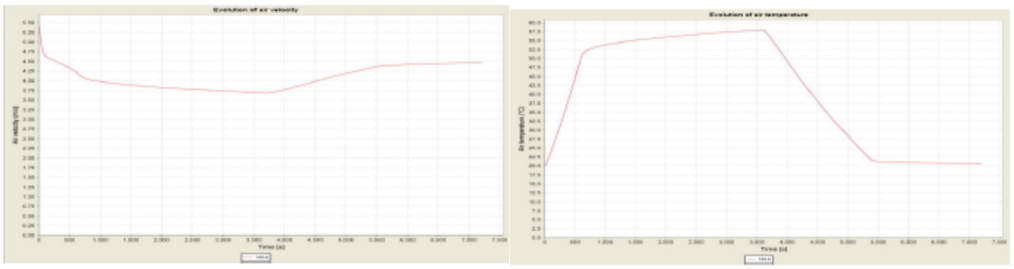


Figura 8 - Velocidade e Temperatura do ar/fumo na secção 60 m a jusante do foco

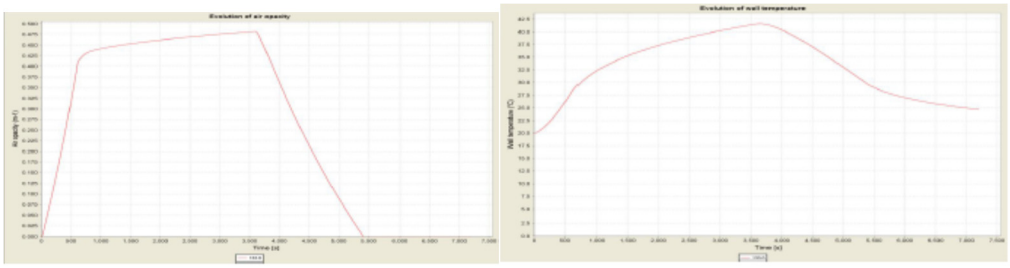


Figura 9 - Visibilidade e Temperatura da Parede na secção 60 m a jusante do foco.

5. CONCLUSÕES

Os resultados apresentados permitem tirar duas conclusões importantes:
1 – O modelo CAMATT é apropriado para o tipo de análise levada a cabo (balanço integral);
2 – O sistema de controlo de fumo adoptado permite garantir que é possível levar a cabo o controlo do fumo, em qualquer das galerias, para incêndios de potência acima do valor nominal de projecto.

Em relação à segunda conclusão as figuras 7 a 9 são a prova disso para a galeria descendente, o que significa que, por maioria de razão, a mesma situação se verifica para a galeria ascendente (efeito de chaminé favorável).

Em relação à primeira é preciso ter em atenção que nos ensaios de comissionamento foi levado a cabo a caracterização do escoamento, concretamente foi estabelecido o experimentalmente o valor da velocidade média de saída de cada ventilador e o respectivo impulso, bem como valor da velocidade média no interior de cada galeria em função do número de ventiladores lançados e das condições de pressão nos portais. Os valores medidos, na ausência de efeitos térmicos e com todos os ventiladores ligados (adopção de uma malha tipo log-Chebyschev de 5x5 pontos [12]), quando comparados com os equivalentes determinados pelo CAMATT, adoptando o mesmo diferencial de pressão entre os portais, diferiam em poucos pontos percentuais (diferenças inferiores a 10%). A diferença pode ser atribuída ao valor inicialmente considerado para os chamados factores de Kempf (perdas associadas à posição geométrica dos ventiladores nas secções rectas), cuja ordem de grandeza é estimada, e que puderam, assim, ser corrigidos na modelação.

Da observação directa dos diagramas pode constatar-se:
- a separação clara entre as secções para montante (ar limpo) e jusante (fumo) do foco:
- o decaímento da temperatura do fumo, para jusante, e o aumento da temperatura da parede associado;
- a forma como o escoamento se adapta à evolução do incêndio.

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de deixar expresso um agradecimento à BRISA, Concessão Rodoviária, pela autorização de divulgação deste trabalho e pela disponibilidade e apoio na sua preparação.

REFERÊNCIAS

[1] INCM - Decreto Lei 75/2006 de 27 de Março, DR nº 61, I Série A, Lisboa, 2006
[2] INCM – Decreto Lei 75/2014 de 12 de Maio, DR nº 91 1ª Série. Lisboa, 2014
[3] União Europeia – Directiva 2004/54/CE do Parlamento Europeu e do Conselho, relativa aos requisitos mínimos de segurança para os túneis da Rede Rodoviária Transeuropeia, JOL 167 de 30 de Abril de 2004
[4] JETSj - TÚNEL DE MONTEMOR: PROJECTO DE BENEFICIAÇÃO, Projecto de Execução – Memória Descritiva e Justificativa, Lisboa, 2019
[5] Azeredo, A. e outros - Estatísticas de incidentes/acidentes no túnel de Montemor e sua envolvente, Brisa, S. Domingos de Rana, 2020
[6] Marreiro, L. – O Tráfego no Túnel de Montemor, Brisa, S. Domingos de Rana, 2020
[7] Oliveira, C. B. e outros - Análise Específica de Riscos, Brisa, S. Domingos de Rana, 2020
[8] Azevedo, C L e Cardoso J L - Análise de Risco em Túneis Rodoviários. O Modelo DG-QRAM, Relatório 210/2007, LNEC, Lisboa, 2007
[9] União Europeia – EUROSTAT on line data code:road_go_ta_dg
[10] PIARC - (World Road Congress) - PIARC Risk Analysis for Road Tunnels, R2008R02, 2008
[11] CETU – CAMATT (CAlcul Monodimensionnel Anisotherme Transitoire en Tunnel) v 2.20, Bron, 2011
[12] Gonçalves, R e outros - Túnel de Montemor. Ventilação e Características do Escoamento, Brisa, S. Domingos de Rana, 2020.

INCIDENTES/ACIDENTES NO TÚNEL DE MONTEMOR E TROÇOS DE AUTOESTRADA ADJACENTES



João Madeira
Eng. Civil
Brisa – Lisboa, Portugal



António Azeredo
Eng. Civil
Brisa - Lisboa
Portugal



Jorge Saraiva*
Eng. Mecânico
Director da Dinâmica Aplicada - Lisboa
Portugal

Palavras-chave: Túneis Rodoviários; Estatísticas; Incidentes/Acidentes; Incêndios.

RESUMO

A Directiva Europeia 2004/54/CE [1] e o documento que lhe deu suporte, relativo à segurança de circulação nos túneis rodoviários dos países alpinos, são muito explícitos nas razões que estivaram na sua génese nomeadamente logo na sua Introdução diz: *"Os recentes acidentes ocorridos em túneis realçaram a importância destes em termos humanos, económicos e culturais"*, sendo claro, mesmo sendo a lista relativamente curta (Monte Branco - 39, Tauern -12, S Gotardo - 11, Viamala - 9, Isola del Femine – 5), que o maior número de mortos, por acidente, em túneis rodoviários, está associado à ocorrência de um incêndio.

A exigência de distâncias máximas entre saídas de emergência para evacuação; a existência de extintores de incêndio distribuídos; a obrigatoriedade de existir uma coluna de água; a instalação imperativa de sensores distribuídos que possam alertar para a possibilidade de incêndio (caso de sensores de medição de CO, partículas e mesmo NO2); a necessidade de existência de análise de risco geral (definição da potência de incêndio de projecto) e, complementarmente, uma análise de riscos específicos em que os cenários de incêndio são a peça central; o facto do dimensionamento do sistema de ventilação ser sistematicamente feito para a condição de controlo de fumo para a potência de incêndio nominal e não para a manutenção de condições ambientais; a exigência de iluminação de evacuação específica a níveis baixos; ... são uma clara demonstração da importância de considerar um potencial incêndio quando se considera o desenvolvimento deste tipo de infra-estruturas.

*Autor correspondente – Dinâmica Aplicada, lda. R Maestro Frederico de Freitas 15 -7º 1500-399 Lisboa, PORTUGAL. Telef.: +351 214067337; e-mail: dinamica@netcabo.pt

Pode ir-se mais longe pois a exigência de um PEI (Plano de Emergência Interno) e de um PO (Plano de Operações) são igualmente centrados nesta possibilidade e procuram definir cenários associados a potenciais ocorrências de incêndio, que, à primeira vista, poderiam parecer inócuas. Ter um sistema de CCTV associado a um DAI que avisa sobre situações como veículo a circular em marcha lenta, veículos parados e objectos caídos na via, animais e peões circulando, ... é dispor de informação (e permitir procedimentos de actuação) que minimizem os acidentes e, em especial, a possibilidade de esses incidentes poderem concorrer para acidentes graves, nomeadamente os que envolvam incêndio. A exigência de um sistema de comunicações com os serviços de emergência (incluindo bombeiros), é apenas uma confirmação adicional da importância que assume a ocorrência de um incêndio num túnel no panorama dos acidentes rodoviários.

Ora, as análises de risco e as definições de probabilidade dependem de dados estatísticos sobre acidentes/incidentes neste tipo de infra-estrutura, sendo que não há na maioria dos países (da própria UE) serviços centralizados que recebam e, em especial, tratem estas estatísticas. Por exemplo, o procedimento recomendado para análise do PIARC/OCDE DG- QRAM [2] não é aplicável em Portugal pois, como reconhece a Autoridade Fiscalizadora [3], " ... uma aplicação corrente do programa, por parte de qualquer entidade, em casos de estudo específicos localizados no território nacional, necessita de uma adaptação de determinadas condicionantes de cálculo à realidade portuguesa." E isto porque não existe qualquer tratamento estatístico nacional.

O objectivo principal desta comunicação é apresentar os resultados e as linhas que guiaram o trabalho de elaboração de um relatório, exigido pela legislação portuguesa (*DL 75/2006 [4]* e *DL 75/2014* [5] – transposição da *Directiva 2004/54/CE*, sobre os requisitos mínimos para os túneis integrados na Rede Rodoviária Transeuropeia (RRTE), do Parlamento e do Conselho), quando se procede à reabilitação de um túnel existente. Sendo expresso, de forma sistemática, que um túnel não deve contribuir para o agravamento das taxas de incidentes/acidentes do troço em que se insere, os resultados apresentados abrangem o túnel e os troços de autoestrada de acesso. O trabalho recorreu ao processamento da informação arquivada pela BRISA ao longo da exploração da concessão (tratados uma dezena de milhar de registos de 2010 a 2020) e passou por tipificar um conjunto de acidentes, com particular foco na ocorrência de incêndios e em incidentes que pudessem potenciar um acidente deste tipo.

O documento exigido pelas disposições Regulamentares para os túneis existentes à data da publicação da Directiva é *um relatório de análise sobre os incidentes e acidentes significativos que se tenham verificado desde a entrada em vigor da legislação* (por sinal alterada, no que respeita aos túneis da RRN – rede rodoviária nacional - pelo *DL 75/2014*). Ao não ter sido possível identificar qualquer trabalho neste âmbito, referente a túneis portugueses já reabilitados, à excepção de um *Relatório Bienal de Incidentes 2010_2011*, publicado em 2012, pelo então InIR (no cumprimento de uma obrigação legal), foi necessário estabelecer uma metodologia e definir um procedimento que desse resposta àquela exigência.

Ora, por imposição contratual, os concessionários de auto-estradas têm que manter os registos de incidentes/acidentes (incluindo incêndios e aqueles que estejam associados a

comportamentos possam resultar em acidentes graves, inclusive os que possam estar na origem de potenciais incêndios), daí que se entendeu útil utilizar os dados existentes com duas finalidades: (i) criar uma primeira base estatística de incidentes/acidentes (com mais de 10 anos de dados) e (ii) comparar, nessa base estatística, os incidentes/acidentes ocorridos no túnel propriamente dito e na sua zona envolvente, visando confirmar que o túnel não é causa de incremento das taxas de risco quando comparadas com as da zona envolvente.

1. O TÚNEL DE MONTEMOR. ENQUADRAMENTO GEOGRÁFICO E LEGISLATIVO

O túnel de Montemor com uma TMDA (actual) da ordem dos 25000 veículos, está integrado na autoestrada A9, também conhecida pela designação CREL (Circular Regional Exterior de Lisboa) e a sua localização, bem como a extensão da autoestrada, para ambos os lados (desenvolvimento no sentido Sudoeste-Nordeste), pode ser vista na figura 1. Trata-se de um túnel, construído em 1994, com 2 galerias unidirecionais afastadas cerca de 30 m (eixo a eixo), com um comprimento de ~735 m. Os seus eixos são rectilíneos e as galerias apresentam, uma inclinação média longitudinal de 4,6 %, no sentido Este-Oeste, tendo cada uma delas uma secção recta de área ~127 m^2.

Do ponto das exigências legais este túnel integra a RRN (daí que a reabilitação devesse cumprir o disposto no DL 75/2014, nomeadamente com o prazo limite a 31.12.2020 e não à data de 31.12.2014, como imposto para os túneis da RRTE aos quais se aplicou o DL 75/2006). A alteração da legislação deixou em aberto a questão sobre eventuais limitações dessa reabilitação, associadas à aplicação do princípio da não rectroactividade. No entanto, a BRISA entendeu dever cumprir, no respeito pelo princípio de uniformidade, as disposições do DL inicial.

2. A BASE DE DADOS

A BRISA tem uma plataforma avançada para a gestão das operações rodoviárias, suportada em vários módulos, entre os quais um sistema de Gestão de Incidências (SGI) que agrega as ocorrências dos mais variados tipos que se verificam nas autoestradas de que é concessionária. O sistema em si, genericamente designado por ATLAS (iBrisa), é muito semelhante aos seus equivalentes nas restantes autoestradas nacionais, já que todos obedecem a uma definição imposta pela concedente.

Concretamente seguem o “Guia de Referência para a Uniformização de Terminologia e Classificação de Ocorrências em Autoestradas e Pontes com Portagem - Glossário” [6] do Comité Permanente da APCAP (Associação Portuguesa das Sociedades Concessionária de Autoestradas ou Pontes Com Portagem) de que, obviamente, não só foi adotado como tem de ser mantido de forma coerente. De referir, complementarmente, que a ANSR (Autoridade Nacional de Segurança Rodoviária) se baseou neste documento para a elaboração do seu próprio documento (mais genérico).



Figura 1 – Inserção do Túnel de Montemor na rede viária da Região de Lisboa

Para qualquer incidente ou acidente registado na autoestrada é atribuído um nº de processo (único) inscrito na primeira coluna da folha de EXCEL utilizada como "livro de registo"; as restantes colunas, cujos cabeçalhos se apresentam no quadro anexo, garantem uma descrição única e tipificada da ocorrência. Na realidade, o quadro 1 apresenta duas colunas adicionais, em relação ao quadro de registo original e que se destinam a facilitar o tratamento estatístico (coluna 4 e coluna 14), sendo que a segunda identifica, apenas, se a ocorrência se verificou dentro do túnel, não sendo necessário recorrer à identificação pelos PK (contagem em km a partir de uma referência) e a primeira classifica, de acordo com um procedimento previamente definido, o tipo de ocorrência, tendo por base uma identificação de incidentes/acidentes próxima da que é adotada nos países que publicam este tipo de estatísticas).

Quadro 1: "Livro de Registo" de ocorrências

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	23	24	25	26	27	28	29	30	31
Nº Processo	Tipo	Subtipo	Classificação Análise de Riscos	Início	Fim	Concessionária	CO	AE	Sublanço	Sentido	PK Início	PK Fim	Interior Túnel Montemor	Feridos Ligeiros	Feridos Graves	Vítimas Mortais	Causa	Natureza	Estado do Piso	Luminosidade	Factores Atmosféricos	Via	Zona	Ramo	Elemento Ramo	Veículos Pesados	Veículos Ligeiros	Motociclos	Origem informação	Descrição

O tipo de informação colectada e registada em cada coluna é ilustrado seguidamente (Quadro 2) tendo-se, aleatoriamente, selecionado uma ocorrência (recorda-se que as colunas 4 e 14 não fazem parte do registo).

Quadro 2 – Exemplo de registo

1: 10-1002842	**2**: Socorro e Protecção	**3**: Viatura na berma	**4**: Veículo imobilizado na berma
5: 2010-03-18 18:59	**6**: 2010-03-18 22:14	**7**: Brisa	**8**: OP Loures
9: A9	**10**: Radial da Pontinha - Radial de Odivelas	**11**: Decrescente	**12**: 16+400
13: 16+400	**14:** Sim	**15**: 0	**16:** 0
17: 0	**18:** (ver descrição)	**19**: -	**20**: Seco e Limpo
21: Zona com iluminação	**22**: Bom Tempo	**23**: Berma Direita	**24**: Secção corrente
25: -	**26:** -	**27:** 0	**28**: 1
29: 0	**30**: Viatura Brisa	**Coluna 31**: viatura imobilizada na berma dentro do túnel com problemas de embraiagem; cliente acionou seguro e aguarda A/V(ACP);4 cones, PSP informada. ACP contactado	

3. METODOLOGIA

A BRISA mantém os registos numa base de dados, mas, até ao momento, não efectuava o seu tratamento estatístico de forma sistemática, cumprindo, no entanto, a sua obrigação contratual do envio à ANSR, na sequência de ocorrências de acidentes graves, dos quais resultem vítimas mortais, do respetivo registo e de um relatório detalhado e circunstancial sobre as potenciais causas e medidas de melhoria

Uma primeira análise permitiu verificar que o número de registo de ocorrências entre 01012010 e 30062020 que podem ser contabilizadas na categoria de incidentes/acidentes é superior a um milhar, para o túnel, e da ordem de uma dezena de milhar para um troço, considerado como de referência – compreendendo o túnel - com uma extensão de cerca de 7 km. Nessa mesma análise verificou-se que a liberdade de descrições nos registos (coluna 31, elaborada, em regra, pelo pessoal das viaturas de assistência rodoviária) tornava necessária a verificação dos registos individualmente, se procurasse agrupar as ocorrências em determinadas categorias e se procurassem estabelecer critérios mais restritos que englobassem a informação contida no conjunto das colunas. Assim, foi estabelecido um conjunto de ocorrências-tipo (39 itens para o troço, dos quais apenas 28 têm correspondência directa com os identificados no túnel) que levaram à adoção da coluna 4.

Tornou-se evidente (na realidade, essa era a percepção desde início), quando se "correu" o processo de tratamento pela primeira vez, que a discriminação era excessiva, ainda que tivesse a vantagem de ter permitido, a partir dos registos, levar a cabo uma contagem que incluía à partida mais de 99% das ocorrências.

Simultaneamente o Departamento de tráfego e Receita da Brisa, até pelo tratamento feito para o relatório de tráfego, incluído na Documentação de Segurança, forneceram os TMDA registados, para o túnel e para o troço da autoestrada A9 que compreende o túnel, entre 1 de Janeiro de 2010 (primeira ocorrência tratada dos registos) e a data em que se iniciou o tratamento destes dados (30 de Junho de 2020).

Calculado o número de veículos.km envolvidos é imediato estabelecer para cada tipo de incidente ou acidente o número de ocorrências /10^n veíc.km. A título de exemplo, pode referir-se que o valor mais baixo para o troço se registou para a ocorrência de filas (3,60/10^9 veíc.km) e o mais alto para os veículos imobilizados na berma (~6,2/10^6 veic.km).

O primeiro destes valores veio confirmar o expresso na fase de projeto de reabilitação da infraestrutura: a probabilidade de um engarrafamento no túnel de Montemor é extremamente reduzida. Quanto ao segundo também é interessante na medida em que, em vários países, quando existe berma para veículo imobilizado (antes, do túnel, no interior deste e após a saída, como é o caso) este tipo de ocorrência não é contabilizado nas estatísticas [7].

A fase final da metodologia seguida consistiu em agregar os diferentes itens numa classificação mais abrangente, mais próxima da forma como são apresentadas e aplicadas as estatísticas internacionais. A título de exemplo, refira-se que alguns países contabilizam apenas avarias, choques (por vezes separando estes), obstáculos e incêndios [7].

As categorias consideradas são listadas (identificadas por um número) seguidamente:

1 -Colisões;
2 - Veículo imobilizado na berma (incluindo desempanagens, avarias mecânicas …);
3 - Peões e Animais na plataforma;
4 – Incêndios;
5 - Obstáculos (incluindo marcha lenta, veículos imobilizados na via, cargas caídas, …);
6 - Acções de pessoas (vandalismo, reclamações, assaltos, acções policiais, …);
7 - Avarias em sistemas e equipamentos e sua reparação;
8 – Meteorologia (avisos e incêndios florestais, …);
9 - Obras na via e sua envolvente;
10 – Ocorrências verificadas exclusivamente fora do túnel (por ex., contramão, …).

4. RESULTADOS

No quadro 2 são apresentados os valores do TMDA (Tráfego Médio Diário Anual, veículos) sem distinção de sentidos ou de dias úteis e fins de semana e feriados. A contagem de veículos nesta aplicação também não distingue ligeiros de pesados se bem que uma análise mais fina

(efectuada com outro objectivo) tenha demonstrado um equilíbrio muito razoável entre os sentidos e que a percentagem de pesados é inferior a 3%.
É interessante notar que no quadro é visível o período da crise económica 2010-2013 e, no primeiro semestre de 2020, o efeito "COVID-19".

O quadro 3 sumaria os resultados da análise levada a cabo, nos moldes acima descritos, para o túnel e para o troço. A última coluna representa o quociente (ratio) entre os valores de taxas de ocorrência túnel/troço pelo que valores menores que a unidade, significam menor taxa de ocorrência dessa categoria de incidente ou acidente para o túnel, e o inverso quando o valor se torna maior que a unidade.

Quadro 2: TMDA e distâncias percorridas entre 01012010 e 30062020

ANO	TMDA	km/ano troço	km/ano Túnel
2010	25425	64960875	9280125
2011	22062	56368410	8052630
2012	16722	42724710	6103530
2013	15503	39610165	5658595
2014	16186	41355230	5907890
2015	17427	44525985	6360855
2016	19498	49817390	7116770
2017	22015	56248325	8035475
2018	24569	62773795	8967685
2019	26617	68006435	9715205
2020	11548	29505140	4215020
	Total (km)	555896460	79413780

Quadro 3: Taxas de ocorrência

Categoria de ocorrência	Túnel (veíc.km)	Troço (veic.km)	ratio
1	4,66E-07	4,95E-07	0,94
2	6,13E-06	6,26E-06	0,98
3	2,26E-07	6,47E-07	0,35
4	5,40E-09	2,70E-08	0,20
5	4,66E-07	1,06E-06	0,44
6	7,56E-08	5,77E-08	1,31
7	3,46E-06	7,89E-07	4,39
8	1,39E-07	7,63E-07	0,18
9	3,86E-06	2,64E-06	1,46
10		1,44E-08	0

5. ANÁLISE DOS RESULTADOS

A primeira questão que se levanta na análise dos resultados é a eventual distinção entre acidentes e incidentes, sendo de salientar que esta distinção não existe quer na Directiva quer na sua transposição para a legislação nacional. O que é estabelecido sobre o assunto encontra-se no §14 do Anexo I da Directiva, nomeadamente no ponto 1 que se transcreve: §*2.14.1. Devem ser instalados em todos os túneis que possuam um Centro de Controlo sistemas de vigilância por vídeo e um sistema capaz de detectar automaticamente incidentes de trânsito (por exemplo, imobilização de veículos) e/ou incêndios.*

Este tipo de sistemas é, normalmente, designado pela sigla DAI (Detecção de Acidentes e Incidentes) o que leva a estabelecer uma distinção entre acidentes e incidentes, sendo a fronteira nebulosa, ainda mais por que a Directiva separa claramente a situação de incêndio e a sua detecção.

No caso do túnel de Montemor o sistema de CCTV está prioritariamente virado para a observação das condições de circulação (detectando eventuais incidentes), se bem que possa ser utilizado na detecção de um incêndio. Há, no entanto, um sistema dedicado à detecção de incêndios, um sistema linear de detecção de calor, LHD (acrónimo da designação anglo-saxónica).

A metodologia adoptada e, como tal, os resultados apresentados seguem o princípio de manter as designações da Directiva: Incidentes, de uma forma genérica, e Incêndio. Na realidade a linguagem portuguesa distingue, se bem que nem sempre, incidente de acidente pelas consequências: um incidente não tem consequências significativas ao contrário do acidente, em que estas ocorrem. Percebe-se a diferença ainda que não resolva o problema.

A impossibilidade de definir uma lista completa de incidentes ou acidentes pode ser reconhecida pela dificuldade sentida por entidades dos mais diferentes países e por organizações internacionais, como é o caso do PIARC [7,8]. O procedimento mais corrente é a identificação das causas que podem conduzir a Incidentes/acidentes, sendo essas situações distribuídas por 4 grupos: Utilizadores, Condições Exteriores; Infraestrutura e Equipamentos e Pessoal dos Serviços, quer internos quer externos; outra hipótese de classificação, que conduz exactamente aos mesmos grupos, considera as causas que podem despoletar os incidentes/acidentes. Independentemente da forma como o agrupamento é feito referem-se sistematicamente os chamados factores de agravamento, alguns dos quais contabilizam a ocorrência de um potencial incêndio.

O caso de uma avaria num veículo, nomeadamente eléctrica ou mecânica, por exemplo, em especial se existir uma berma para paragem é geralmente considerada um incidente que tem como origem um utilizador. Igualmente, com origem num utilizador, o caso de um choque traseiro pode ser classificado, como já referido, como um incidente ou um acidente dependendo das consequências.

Vale a pena referir que as estimativas de ocorrência destes casos são possivelmente das mais consistentes que podem ser utilizadas uma vez que são típicas de tipos de troços rodoviários e

muito pouco dependentes de se verificarem em via livre ou em túneis, muito em especial quando estes têm comprimentos relativamente curtos. Mais que isso, o seu número é tão elevado que médias estatísticas podem ter significado.

É evidente que estes valores são diferentes de país para país (dependem de parâmetros como a idade média dos veículos, dos programas de manutenção, do estado das vias, …) mas os com as actuais exigências comuns os valores na UE não são excessivamente diferentes. Um valor recentemente adoptado em Portugal foi de $2{,}7/10^6$ veíc.km, que corresponde sensivelmente aos valores austríaco e francês.

No caso presente os resultados expressos no Quadro 3, categoria de ocorrência 2, apontam para valores da ordem de $6/10^6$ veic.km que são sensivelmente o dobro do valor referido acima. Há uma justificação simples para este resultado: no caso do túnel de Montemor e do troço adjacente o veículo imobilizado na berma inclui, para além das avarias, todo um outro tipo de incidentes como é o caso de pseudo-sobreaquecimento, atendimento de telemóveis, faltas de combustível, furos, paragens de simples descanso, … que correspondem a cerca de 50% dos casos de veículo imobilizado na berma. Por outras palavras, o que os números indicam é, como se referia atrás, valores da mesma ordem de grandeza nos diferentes países europeus.

Para choques traseiros de pequena importância os números obtidos nesta análise são da ordem de $5/10^7$ veic.km um valor da ordem de grandeza inferior aos $6/10^6$ veic.km encontrados na bibliografia para este tipo de acidente nos túneis [7, 8]. De referir que essa mesma bibliografia aponta para um valor da ordem de grandeza de $7{,}2/10^9$ veic.km para “grandes colisões”. Três comentários visando explicar estas diferenças: a grande maioria dos túneis europeus são bidirecionais e de secções rectas de dimensões “mínimas”; o tráfego no túnel de Montemor está muito longe da saturação (mesmo nas horas de ponta), sendo, para além disso, um túnel “curto”; o último comentário tem a ver com a única grande colisão registada no troço de autoestrada em que se insere o Túnel de Montemor (incluída na estatística: categoria 1) e que ocorreu a duas centenas de metros do portal de saída - a probabilidade de ocorrência correspondente é da ordem de $1{,}8/10^9$ veic.km para o troço, cerca de ¼ da atrás referida.

No que se refere a incêndios os dados estatísticos que temos vindo a referir o número de apontado é da ordem de $33/10^9$ veic.km dos quais uma % da ordem dos 10% se desenvolve para potências da ordem do que seria o seu valor nominal, isto é, um valor da ordem de $3/10^9$ veic.km [9].

Os dados disponíveis para o troço de autoestrada que compreende o Túnel de Montemor e para o túnel em si são, respectivamente, de $27/10^9$ veic.km e $5{,}4/10^9$ veic.km. Estes valores correspondem a incêndios confirmados em veículos, já que podem ser retirados das estatísticas dois outros tipos de acidente reportados como incêndio: alguns falsos alarmes e incêndios no exterior. A diferença de valores do troço para o túnel de uma ordem de grandeza pode ser facilmente justificada pois até hoje apenas ocorreu um incêndio (veículo ligeiro isolado) no interior do túnel.

Com base nestes valores pode estimar-se o período retorno de um incêndio (veículo ligeiro), baseado no tráfego de projecto (horizonte de 2035: TMDA 36000), em ~4 anos (probabilidade

de ocorrência anual de 0,25) e de um incêndio que atinja a potência nominal em ~30 anos (probabilidade de ocorrência anual de ~0,033). Para um pesado estes períodos são tipicamente duas ordens de grandeza superiores.

Como se pode verificar dos ratios apresentados no Quadro 3 as categorias 6, 7 e 9 apresentam valores superiores à unidade, mas o procedimento seguido permite justificar facilmente esta situação. De facto, as acções das pessoas (categoria 6) como o vandalismo, assaltos e reclamações são sempre registadas para o troço e muitas delas são igualmente contabilizadas para o túnel; as avarias em sistemas e a sua reparação (categoria 7) são em muito maior número especificamente no túnel do que no troço (basta, por exemplo, pensar na iluminação ou no sistema CCTV ou, ainda, a manutenção dos equipamentos de emergência como os postos SOS, os geradores ou as UPS); finalmente as obras (categoria 9) também aparecem parecendo penalizar o túnel mas esse não é o caso, pois não apenas há muitas obras específicas dos túneis (veja-se o caso dos movimentos de taludes ou as reparações feitas na própria estrutura e revestimento das galerias), como algumas dessas obras são duplamente contabilizada (caso da limpeza das bermas e das sargetas).

6. CONCLUSÕES

Os resultados mostram, assim, que o túnel de Montemor não é o ponto crítico de incidentes/acidentes do troço em que se insere, já que os valores de choque e veículo imobilizado na berma são praticamente iguais para o troço e para o túnel; os valores para Peões e Animais, Incêndios de veículos e Obstáculos são nitidamente inferiores à unidade e os avisos meteo parecem, como possivelmente seria de esperar, ser pouco importantes para o túnel (repare-se que a maioria destes avisos está ligada à segurança de circulação na autoestrada relativos às condições atmosféricas adversas ou alertas de risco de incêndios no exterior, em regra, envolvendo extensões muito grandes), pelo que estes pouco interesse têm na exploração do túnel.

No que se refere aos registos futuros e ao seu tratamento a BRISA está muito limitada já que tem que manter os procedimentos impostos pela autoridade concedente. De facto, existe a obrigação de participação desses registos à Autoridade, em princípio antes de decorrido 1 mês sobre a ocorrência, mas, como em termos do contrato de concessão de toda a autoestrada, os incidentes/acidentes são participados à Autoridade, em prazo inferior ao referido, também com um formalismo e condições pré-definidas, não se encara o desenvolvimento de uma metodologia própria para tratamento estatístico, o que não exclui a possibilidade de esse tratamento ser feito a qualquer momento pois, como demonstrado ao longo deste relatório, é possível fazê-lo, nomeadamente por interesse da própria empresa [10].

AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de deixar expresso um agradecimento à BRISA, Autoestradas de Portugal SA, pela autorização de divulgação deste trabalho e pela disponibilidade e apoio na sua preparação.

REFERÊNCIAS

[1] - União Europeia – Directiva 2004/54/CE do Parlamento Europeu e do Conselho, relativa aos requisitos mínimos de segurança para os túneis da Rede Rodoviária Transeuropeia, JOL 167 de 30 de Abril de 2004
[2] - OCDE/PIARC - DG-QRAM Software Quantitative Risk Assessment Model for Dangerous Goods Transport through Road Tunnels, Paris, 2001
[3] - Azevedo, C L e Cardoso J L Análise de Risco em Túneis Rodoviários. O Modelo DG-QRAM, Relatório 210/2007, LNEC, Lisboa, 2007
[4] - INCM - Decreto Lei 75/2006 de 27 de Março, DR nº 61, I Série A, Lisboa
[5] - INCM - Decreto Lei 75/2014 de 12 de Maio, DR nº 91 1ª Série. Lisboa
[6] - APCAP - Comité Permanente, Guia de Referência para a Uniformização de Terminologia e Classificação de Ocorrências em Autoestradas e Pontes com Portagem - Glossário", v2.0, 2010
[7] - PIARC - (World Road Congress), PIARC Experience with Significant Incidents in Road Tunnels R35EN (Report) and A35EN (Appendix) 2017
[8] - PIARC -(World Road Congress), PIARC Road Tunnels Manual, 2020 (online Manual, actualização permanente)
[9] - Rattei G, Lentz A, Kohl B, How frequent are fires in tunnels – analysis from austrian tunnel incident statistics, 7th International Conference 'Tunnel Safety and Ventilation', Graz, 2014
[10] - Azeredo, A. e outros, Estatísticas de incidentes/acidentes no túnel de Montemor e sua envolvente, Brisa, S. Domingos de Rana, 2020.

AVALIAÇÃO PARAMÉTRICA DOS MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR NUM CENÁRIO DE INCÊNDIO NA INTERFACE URBANO - FLORESTAL


Cesare Fiorini [*]
Doutorando
UC - Coimbra


Hélder D. Craveiro
Investigador
UC - Coimbra


Aldina Santiago
Professora
UC - Coimbra

SUMÁRIO
Os frequentes e catastróficos incêndios ocorridos nas zonas de Interface Urbano-Florestal (IUF), como os registados em Portugal e na Califórnia, estão associados aos efeitos das alterações climáticas e das atividades humanas. Reduzir os impactos dos incêndios na IUF é uma prioridade para a sociedade. Isto exige a avaliação do problema dos incêndios na IUF, recorrendo, por exemplo, à análise computacional fluída dinâmica na simulação do comportamento do fogo de modo a quantificar características como o fluxo de calor radiativo. Neste artigo são avaliados os impactos da ação do incêndio sobre um edifício industrial tendo em conta o efeito de vários parâmetros (como combustíveis, topografia, meteorologia entre outras) e das suas respetivas relações. Os resultados são obtidos a partir de uma análise fatorial capaz de ilustrar os impactos do incêndio no edifício.

PALAVRAS-CHAVE: Interface Urbano-Florestal (IUF); projeto baseado no desempenho (*Performance-Based Design*, *PBD*); *Fire Dynamics Simulator* (*FDS*); fluxo de calor radiativo.

1. INTRODUÇÃO

Nestes últimos anos, Portugal, assim como Califórnia e outras regiões no mundo [1] foram severamente afetados por incêndios nas áreas da IUF, com significativas perdas humanas e materiais (com especial ênfase para o ambiente construído).

[*]Autor correspondente – Universidade de Coimbra, ISISE, Dep. de Engenharia Civil, Rua Luís Reis Santos, 3030-718 Polo II, Coimbra, Portugal email: gerson.fiorini@uc.pt http://www.isise.net

Em Portugal, pelo menos três mega-incêndios podem ser mencionados [2-3]. Em 2016, a Ilha da Madeira foi atingida por um grande incêndio. Como consequência, três pessoas morreram, 200 ficaram feridas, 37 estruturas foram destruídas e 117 ficaram gravemente danificadas [4]. Além disso, o prejuízo estimado foi de aproximadamente 61 milhões de euros [5]. No ano seguinte ocorreram outros dois incêndios catastróficos: o incêndio de Pedrógão Grande em junho de 2017 e o mega-incêndio em outubro de 2017 na região centro e norte (envolvendo oito distritos). Relativamente ao incêndio de Pedrógão Grande, no total, 66 pessoas morreram e 253 ficaram feridas, mais de 458 casas foram destruídas, e 49 empresas foram diretamente afetadas pelo incêndio, como indicado por Ribeiro *et al*. [6]. Relativamente ao mega-incêndio de outubro de 2017, 521 edifícios industriais foram parcialmente danificados ou destruídos [7].

O problema dos incêndios nas IUF está associado aos efeitos de múltiplos fatores (meteorologia [8], topografia [9], combustível natural [4], entre outros). Contudo, Fernandez *et al.* [10] salientaram que a essência do problema não é o controlo de incêndios na IUF, mas sim a ignitabilidade da estrutura (*i.e*., a vulnerabilidade de uma estrutura aos mecanismos de ignição). Os incêndios podem começar devido à exposição ao fluxo de calor de chamas ou partículas incandescentes (projeções) gerados por um incêndio florestal [11]; no entanto, como indicado por Potter e Leonard [12], 90% das ignições de edifícios devem-se a eventos de exposição a partículas incandescentes. A tal respeito, de acordo com Cohen [13], o conceito de zona de ignição em torno do edifício (*home ignition zone, HIZ*) pode ser definida como um local onde são necessárias ações preventivas. Por exemplo, a limpeza regular da área exterior (espaço defensável), a proibição de depósito de combustíveis na área externa, e a manutenção da distância entre a vegetação e o edifício [4]. Essas medidas, embora não garantam ao ambiente construído a imunidade ao ataque dos incêndios nas IUF, concorrem para a diminuição do risco associado à ignição de edifícios.

De modo a melhorar o estudo dos efeitos das ações térmicas advindas dos incêndios florestais sobre o ambiente construído, e não podendo ser realizados ensaios de incêndio à escala real de forma repetida, usa-se com maior frequência ferramentas computacionais avançadas, nomeadamente *Computational Fluid Dynamics* (CFD) ou dinâmica computacional de fluídos, como as descritas por Papalou e Baros [14]. Estas permitem modelar diferentes cenários de incêndio ao nível de microescala (na envolvente das estruturas), avaliando e quantificando o ataque dos diferentes cenários de incêndio, medindo, por exemplo, a evolução de temperatura nos elementos expostos dos edifícios e fluxos de calor incidente. De acordo com Mell *et al*. [15], *Fire Dynamics Simulator (FDS)* [16] é uma ferramenta bem validada para modelação de incêndios em compartimentos e vegetação a arder e tem sido usada para modelar cenários de incêndio na IUF [17-19].

2. PROJETO BASEADO NO DESEMPENHO (*PBD*)

De acordo com Chow [20], existem várias tipologias de normativas de segurança contra o incêndio de edifícios (SCIE), entre os quais estão os códigos prescritivos (CP) e os códigos oriundos do *PBD*. Nas últimas décadas a metodologia do *PBD* foi introduzida, adquirindo mais importância. Esta metodologia é normalmente utilizada no campo da ciência e da engenharia da legislação de SCIE, pois a normativa baseada no *PBD* apresenta a vantagem de definir quais

requisitos de desempenho devem ser cumpridos (mesmo sem explicitar como consegui-los). Já para o CP isso não acontece. Para aumentar a resiliência dos edifícios é permitida a implementação de um projeto baseado no desempenho (*PBD*) fundamentado na aplicação e no desenvolvimento de métodos de investigação capazes de considerar fenómenos físico-químicos com diferentes graus de sofisticação com base o levantamento de dados adquiridos por meio de casos reais, ensaios experimentais e/ou numéricos, ou de estudos teóricos. As normas baseadas no *PBD* focam na redução de probabilidade de acontecimento de ignições no ambiente construído, assim como avaliam o comportamento dos edifícios expostos à ação externa extrema e consideram as particularidades de cada estrutura.

Entre as normativas americanas, no âmbito da SCIE, de acordo com de Paula e Correia Rodrigues [21], existem a NFPA 1144 [22] e FM DS 9-9 [23]. Referente a NFPA 1144 [22] prescreve requisitos de projeto para estruturas nas áreas IUF. Já à norma FM DS 9-9 [23] prescreve a avaliação da quantificação do fluxo de calor radiativo que pode ser gerado pela floresta, na envolvente externa do edifício que é usada para verificar as características de resistência ao fogo das paredes de fachada.

Na Austrália, a normativa AS3959 [24] fornece requisitos obrigatórios para a construção de edifícios em áreas propensas a incêndios florestais. Um destes requisitos chamado *Bushfire Attack Level* (*BAL*) representa uma classificação do nível de ataque aos incêndios florestais. O *BAL* é baseado em modelos empíricos que explicam a carga de calor de radiação na estrutura classificada considerando a distância do incêndio florestal. O objetivo dessa norma é aumentar a resiliência do edifício contra o ataque de incêndios florestais (causados por calor radiante, contato direto com chamas, brasa em combustão ou uma combinação destes três fatores).

3. METODOLOGIA

Neste trabalho a modelação numérica do incêndio é feita com recurso ao *FDS*. Este *software* de dinâmica de fluido computacional resolve numericamente uma forma das equações de Navier-Stokes, apropriada para fluidos de baixa velocidade [16]. O *FDS* baseia-se em formulações multifásicas, composto por uma fase gasosa (atmosfera) e uma sólida (combustível) [25]. Além disso, é um modelo de física completo, isto é, capaz de simular a parte física e química da propagação do incêndio. A degradação térmica começa com a evaporação da água e, em seguida, dá-se a pirólise do combustível sólido [26]. O modelo de pirólise (associado a relva e as árvores) obedece a uma lei de taxa de Arrhenius [16] que determina a taxa finita da reação envolvida. Nesse estudo, a combustão do gás de pirólise é simplificada por uma única reação química cujo combustível é $C_{3.4}H_{6.2}O_{2.5}$ [27]. Essa composição química foi calibrada previamente com base nos resultados da taxa de perda de massa (MLR) expresso em kg/s obtidos nos ensaios laboratoriais de queima de árvore, tal como descritos por Mell *et al.* [15].

O *FDS*, entre os diversos modelos disponíveis para representar a propagação do incêndio, fornece o Modelo de Partículas Lagrangianas (*LPM*). Nesta investigação, o combustível de superfície e de canópia (isto é, *a* relva e as árvores) foram representadas com o *LPM,* como encontrado em Wadhwani *et al.* [28]. Dessa forma, as partículas lagrangianas são aquecidas

através de radiação e convecção, como explicado por Vanella *et al.* [19]. Uma vantagem das partículas lagrangianas é superarem as limitações de geometria impostas pela malha numérica.

4. CASO DE ESTUDO

Na Figura 1, é representado um armazém industrial situado num cenário IUF. O armazém é representativo de um edifício real. O armazém tem uma base retangular de 15 × 10 m^2 (direção x e y) e uma altura de 12 metros (direção z). A estrutura tem uma cobertura *shed* (ou, telhado em forma de dentes de serra), duas portas (3.5 × 8 m^2) que se situam nos lados leste e oeste e dois portões quadrados (8 × 8 m^2) colocados nos perímetros da parede norte e sul. A espessura das paredes do painel é de 25 cm e as portas e portões têm superfícies de vidro de 15 mm de espessura (ver superfícies pretas na Figura 1). O armazém está localizado no terreno mais alto (lado oeste), onde não há vegetação (região de cor cinza) e com extensão em planta de 37 × 36 m^2. O terreno (de cor verde) é coberto por relva, medindo (20 m e 36 m, respetivamente na direção x e y). A malha utilizada tem dimensão de 25 cm, tal como usado por Moinuddin *et al.* [29] e Khan *et al.* [30] para simular domínios e finalidades computacionais semelhantes.

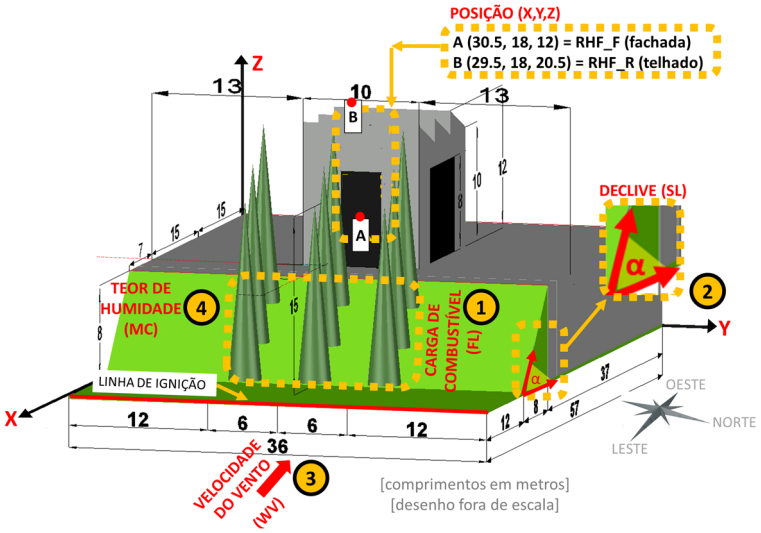


Figura 1: Cenário em estudo

As árvores têm forma cónica: 15 m de altura, com um raio de base de 1,45 m. Estas dimensões representam a altura média de um eucalipto com 10 anos, como referido em Tomé *et al.* [31]. As distâncias entre as árvores são de 3 e 6 m em direções x e y, respetivamente. Relativamente ao vento, foi selecionado o profilo Monin-Obukhov [16], assim como nos trabalhos de Porterie *et al.* [32] e Vanella *et al.* [19].

No presente estudo, utilizam-se materiais não combustíveis: betão e vidro. O Quadro 1 resume as principais propriedades termofísicas utilizadas no modelo numérico, entre elas: o calor de combustão térmica, a fração do teor de humidade e o coeficiente de arrasto.

As simulações numéricas foram realizadas com a versão *FDS* 6.7.7. O domínio computacional é X = 57 m, Y = 36 m, Z = 40 m. O domínio é dividido em oito malhas: seis malhas com uma célula cúbica de 25 cm para uma gama de Z = 0 – 24 m, e duas malhas com (50 cm)^3 para um alcance Z = 24 – 40 m. No total foram geradas 3.414.528 células. A fronteira de domínio está aberta na direção L-O e no topo, nomeadamente em (X_{min} = 0, X_{max} = 57) e (Z_{max} = 40), enquanto é periódico (isto é, repete-se indefinidamente) na direção N-S (Y_{min} = 0, Y_{max} = 36). Os dispositivos térmicos para medição do fluxo de calor radiativo são colocados em frente à fachada oriental (ponto A), bem como no topo do telhado (ponto B), como representado na Figura 1.

Quadro1: Propriedades termofísicas

Quantidade	Valor	Quantidade	Valor
HRRPUA ignitor	1500 (kW/m^2)	Calor de combustão	14516[6] (kJ/kg)
Tempo	120 (s)	Calor de reação	416 (kJ/kg)
Tamanho celulas	25 (cm)	Calor específico [2]	2.0|1.5|4.184 (kJ/kg K)
Geometria da árvore	Cone	Condutividade térmica [1]	2.0 [1](W/ m K)
Raio da base da árvore	1.45 (m)	Densidade [2]	1000|100|1300 (kg/m^3)
Elevação da árvore	0 (m)	Temperatura de referência	300 (ºC) [3], 100 (ºC) [4]
Altura da árvore	5 (m)	Densidade da vegetação	514 (kg/m^3)
Forma	Cilíndrica	Humidade da vegetação	14%
PACKING_RATIO(p, m, g) [5]	68, 48, 44	Coeficiente de arrasto	2.8

[1]Humidade, Vegetação e Cinza.; [2]Humidade, Cinza Vegetação; [3]Relva; [4]Humidade; [5](p, m, g) - pequeno, médio, grande; [6]Vacca *et al.* [33]

No cenário base, o vento tem direção constante de 90º (de leste para oeste), e a distância do edifício para as árvores mais próximas é de 9 m. Nessa investigação, foram selecionados quatro parâmetros independentes (relativos ao combustível, a meteorologia, e a topografia) e de relevante importância para os efeitos dos incêndios florestais. A saber, são: a carga de fogo (FL) em número de árvores (9; 15), a velocidade do vento (WV) em m/s (5.0; 6.7), a inclinação do declive (SL) em graus (16; 46), o teor de humidade da vegetação (MC) em percentual (13; 56). Para investigar a influência e a importância dos fatores que afetam a transferência de calor nesse contexto de incêndios florestais foram criados 16 cenários (Quadro 2).

Quadro 2: Lista dos fatores usados para cada caso de análise fatorial completa

CASO	FL (nº. árvores)	SL (º)	WV (m/s)	MC (%)	CASO	FL (nº. árvores)	SL (º)	WV (m/s)	MC (%)
1	9	16	5.0	13	9	9	16	5.0	56
2	15	16	5.0	13	10	15	16	5.0	56
3	9	46	5.0	13	11	9	46	5.0	56
4	15	46	5.0	13	12	15	46	5.0	56
5	9	16	6.7	13	13	9	16	6.7	56
6	15	16	6.7	13	14	15	16	6.7	56
7	9	46	6.7	13	15	9	46	6.7	56
8	15	46	6.7	13	16	15	46	6.7	56

As 16 simulações são os resultados da aplicação de uma abordagem baseada no desenho fatorial completo *(FFD)* para quatro fatores em dois níveis, que permitem gerar gráficos de Pareto, assim como já realizados por Drissi [8] e Bearinger [34]. Dessa forma, os efeitos independentes dos fatores, bem como os efeitos combinados, são avaliados, com ênfase nos impactos de transferência de calor no ambiente construído. Isto é, expresso pelo fluxo de calor

radiativo na estrutura. Uma das vantagens da aplicação do *FFD* é a representação do impacto de cada fator, bem como o efeito de interação existente.

5. RESULTADOS

A Figura 2 mostra as vistas (superior, frontal e lateral) da propagação de incêndio. Nesse estudo, por limitação de espaço apresenta-se os resultados referentes a transferência de calor; a grandeza medida é o fluxo de calor radiativo (RHF) expresso em kW/m^2 e a sua evolução no tempo, medido na fachada e no telhado da estrutura (pontos A e B, da Figura 1).

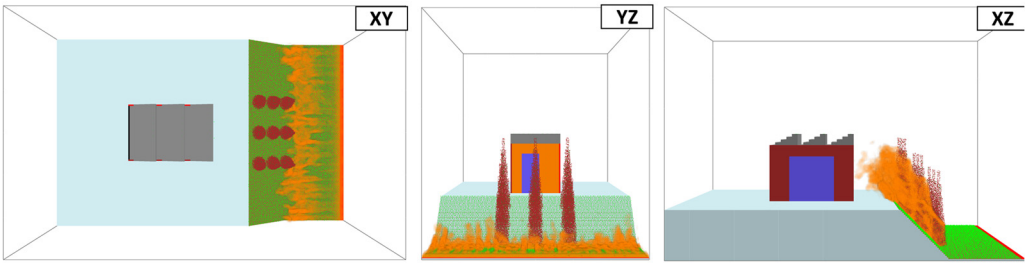


Figura 2: Diferentes vistas da propagação do incêndio

A Figura 3 é composta à esquerda por um gráfico de Pareto e à direita por o gráfico de interação. No gráfico de Pareto os fatores FL, SL, WV, e MC são identificados com as letras A, B, C, e D respetivamente. Os resultados apresentam um nível de confiança de 95% com um nível de significância de 5%. Isto significa que as barras horizontais que atravessam a linha vertical vermelha indicam quais são os fatores significativos. Neste caso, somente as primeiras três barras horizontais ultrapassam a linha vermelha. Mais detalhadamente, o gráfico mostra que o teor de humidade da vegetação (MC) e o declive (SL) tem a mesma importância como fatores independentes (D e B), pois as duas barras têm aproximadamente o mesmo comprimento. Também a mútua interação BD, entre SL e MC, é significativa, nesse caso, porém em grau menor comparado com os dois fatores (B e D) considerados separadamente. Já a velocidade do vento WV e a carga de incêndio FL (representados pelos fatores C e A com barras mais curtas na parte inferior do gráfico) não são significativos. Provavelmente deve-se aos níveis analisados de velocidade e quantidade de combustível.

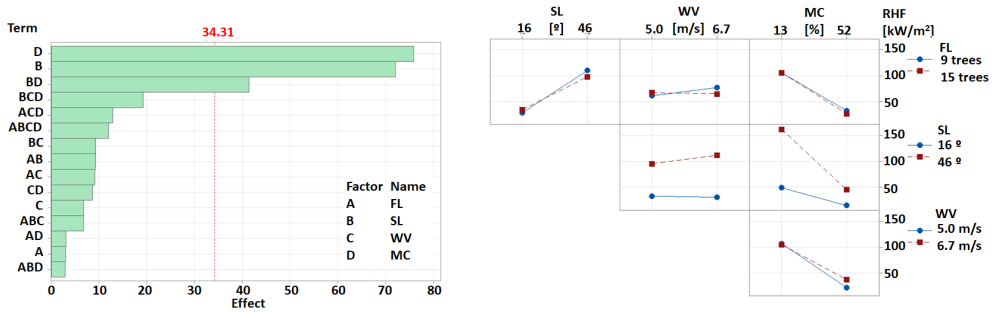


Figura 3: Gráfico de Pareto (à esquerda), Gráfico das interações (à direita)

O gráfico de interação (Figura 3 à direita) indica que SL e FL, bem como WV e FL, interagem.

Na Figura 4 é possível ver o gráfico (à esquerda) dos picos de RHF e o gráfico (à direita) dos tempos necessários para atingir os valores de pico.

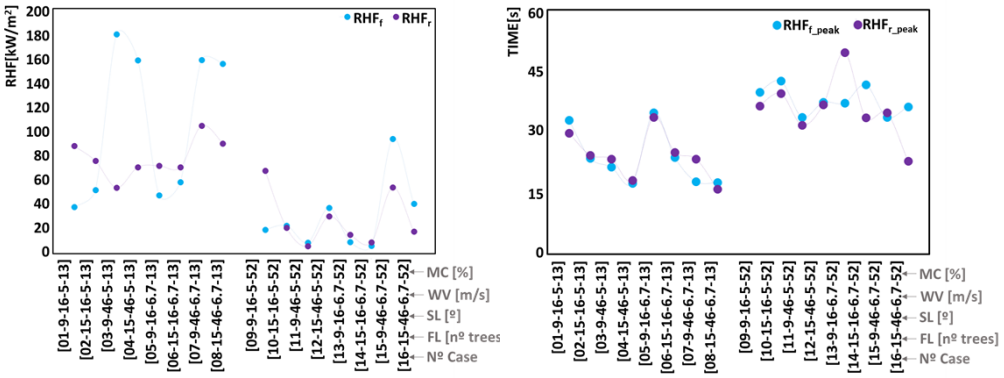


Figura 4: Gráfico do RHF (à esquerda), Gráfico do Tempo (à direita)

Observando a Figura 4 (à esquerda), repara-se que os picos de RHF são maiores quando a inclinação é maior (SL = 46%) e quando o teor de humidade é menor (MC = 13%). Os valores máximos de RHF da fachada rondam os 160-180 kW/m^2 contra cerca de 50 kW/m^2 no caso com a inclinação menor. Além disso, para MC = 52%, os valores de RHF de pico mais elevados são atingidos na fachada. Neste caso, maioritariamente (5 em 8 casos), a discrepância de valor RHF entre a fachada e o telhado é muito baixa: uma diferença máxima de 7 kW/m^2, assim como mostrado no gráfico à esquerda. Outro aspeto a mostrar (relativamente aos casos 1 e 9) é que para ambos, RHF_$_f$ (da fachada) é inferior a RHF_r (do telhado). Em ambos os casos, a diferença é quase a mesma, cerca de 49 kW/m^2. Uma possível justificação é que, nestas condições, a diferença na percentagem de teor de humidade não influencia esta diferença relativa.

De acordo com os valores encontrados na BS-8414 [35] referente aos de exposição a um incêndio externo de fachadas externas o pico de fluxo de calor é de 95 kW/m^2, já para a norma alemã DIN-4102-20 [36], o valor máximo é de 60 kW/m², no entanto, nesta análise verifica-se que os níveis de RHF atingidos pelos diferentes cenários são significativamente maiores (2 a 3 vezes maiores dependendo do tipo de norma considerada). Nessa investigação, em apenas três cenários (casos 11, 13 e 14) os valores de picos do fluxo de calor radiativo foram inferiores ao valor de 12.5 kW/m^2, considerado para fachadas combustíveis o valor máximo que torna improvável a ocorrência de ignição de acordo com a NFPA 80ª [37].

Observando o gráfico dos picos dos tempos na Figura 4 à direita, constata-se que os picos de RHF atingem-se mais rapidamente (com tempos mínimos de aproximadamente 18 s) quando o teor de humidade da vegetação é menor, pois o menor valor de MC favorece a liberação mais rápida da transferência de calor. Para os casos de 9 a 16 com MC de 52%, o maior tempo necessário para atingir o pico RHF foi de 50 s.

6. CONCLUSÕES

O incêndio na IUF ainda requer uma investigação aprofundada, especialmente no que diz respeito aos diferentes mecanismos de transferência de calor e ao potencial de ignição de edifícios localizados próximos de áreas florestais. Os impactos dos incêndios florestais no ambiente construído foram avaliados na envolvente externa do edifício (fachada e telhado) que foi modelado com recurso ao *software FDS*. Nesse trabalho foi possível quantificar em termos de fluxo de calor radiativo e os respetivos tempos necessários para atingir os valores mais elevados. Os fatores-chave mais relevantes para os resultados obtidos foram o teor de humidade e a inclinação do declive.

Este estudo representa uma contribuição para entender o comportamento ao fogo dos materiais em termos de probabilidade de ignição e de resistência ao fogo. Dessa forma, amplia-se a base de conhecimento necessária para incrementar os requisitos mínimos de segurança associado ao contexto do ambiente construído das áreas IUF com a implementação de projeto baseado no desempenho.

AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi financiado por meio da FCT, para o projeto INTERFACESEGURA com referência PCIF/AGT/0062/2018 e com a bolsa de doutoramento 2021.08194.BD no âmbito da Unidade de I&D Instituto para a Sustentabilidade e Inovação em Engenharia de Estruturas (ISISE) e no âmbito do Laboratório Associado de Produção Avançada e Sistemas Inteligentes ARISE. Os autores agradecem o Laboratório de Computação Avançada da Universidade de Coimbra por ter fornecido {HPC, computação, consultoria} e outros recursos que contribuíram para os resultados da pesquisa relatados URL: https://www.uc.pt/lca

REFERÊNCIAS

[1] Manzello S.; Blanchi, R.; Gollner, M. J.; Gorham, D.; Mc Allister, S.; Pastor, E.; Planas, E.; Reszka, P. & Suzuki, S - "Summary of workshop large outdoor fires and the built environment," *Fire Safety journal,* vol. 100, pp. 76–79, 81-86, 2018.

[2] Oliveira, F. - "Algumas notas sobre as alterações ao Decreto-Lei n.º 124/2006, de 28 de junho, operadas pela Lei n.º 76/2017, de 17 de agosto, que define o Sistema de Defesa da Floresta Contra Incêndios," *Revista Eletrónica de Direito Público,* vol. 4, no. 3, pp. 25-40, May 2018.

[3] Bento-Gonçalves, A.; Vieira, A. - *Wildfires in the wildland-urban interface: Key concepts and evaluation methodologies, Science of The Total Environment,* vol. 707, no. 135592, pp. 2-3,9, 2020.

[4] Vacca, P.; Caballero, D.; Pastor E. & Planas E. - *WUI fire risk mitigation in Europe: A performance-based design approach at home-owner level, Journal of Safety Science and Resilience,* pp. 97–105, 97–101, 2020.

[5] Couto, F. T. ; Salgado, R. & Guiomar, N.- *Forest Fires in Madeira Island and the Fire Weather Created by Orographic Effects, Atmosphere,* vol. 12, nº 7, p. 827, 2021

[6] Ribeiro, L. M.; Rodrigues, A.; Lucas, D. & Viegas, DX. - *The Impact on Structures of the Pedrógão Grande Fire Complex in June 2017 (Portugal), fire,* vol. 3, no. 57, 2020.

[7] Guerreiro, J.; Fonseca, C.; Salgueiro, A.; Fernandes, P.; Lopez Iglesias, E.; de Neufville, R. ; Mateus, F.; Castellnou Ribau, M.; Sande Silva, J.; Moura, J.; Castro Rego, F. & Caldeira, D. - *Avaliação dos incêndios ocorridos entre 14 e 16 de outubro de 2017 em Portugal Continental*. Relatório Final. Comissão Técnica Independente.," Lisoba.

[8] Drissi, M. - *Modeling the spreading of large-scale wildland fires*, em Large scale wildland fires conference, Missoula, USA, 2014.

[9] Viegas, DX - *Slope and wind effects on fire propagation, International Journal of Wildland Fire,* vol. 13, pp. 143-156, 2004.

[10] Fernandez, F.; Guillaume, B.; Porterie, B.; Ganteaume, A. & Guerra, F. - *Fire at the Wildland Urban nterface. Modelling fire spread and damage in wildland-urban interfaces*, in *Advances in Forest Fire Research*, 2018.

[11] Sandström, J. - Thermal Boundary Conditions Based on Field Modelling of Fires, 2013.

[12] Potter, M.; Leonard, J. - *Spray System Design for Ember Attack* 2011.

[13] Cohen, J. - *Preventing Disaster: Home Ignitability in the Wildland-Urban Interface*, *Journal of Forestry,* vol. 98, nº 3, pp. 15-21, March 2000.

[14] Papalou A.; Baros, D. - *Assessing Structural Damage after a Severe Wildfire - A Case Study, Buildings,* no. 9, 171, pp. 1-17, 2019.

[15] Mell, W.; Maranghides, A.; McDermott, R. & Manzello, SL. - *Numerical simulation and experiments of burning douglas fire trees, Combustion and Flame,* vol. 156, no. 10, p. 2023–2041, 2009.

[16] McGrattan, K.; Hostikka, S.; Floyd, J.; McDermott, R. & Vanella, M. - *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide, Volume 3: Validation,* NIST Special Publication 1018-3 6th ed, 2020.

[17] Ghaderi, M.; Ghodrat, M. & Sharples, J.J. - *LES Simulation of Wind-Driven Wildfire Interaction with Idealized Structures in the Wildland-Urban Interface, Atmosphere,* vol. 12, p. 21, 2021.

[18] Suzuki, S.; Manzello, S.L. - *Investigating the Effect of Structure to Structure Separation Distance on Firebrand Accumulation*, *Frontiers in Mechanical Engineering,* vol. 6, 2021.

[19] Vanella, M.; McGrattan, K.; McDermott, R.; Forney, G.; Mell, W.; Gissi, E. & Fiorucci, P. - *A Multi-Fidelity - Framework for Wildland Fire Behavior Simulations over Complex Terrain, Atmosphere,* vol. 12, no. 273, pp. 1-16, 2021.

[20] Chow, W. - *Performance-based approach to determining fire safety provisions for buildings in the Asia-Oceania regions, Building and Environment,* vol. 91, pp. 127-137, 2015.

[21] de Paula, D.; Correia Rodrigues, J. - *Sistemas hidráulicos para proteção ativa de edifícios industriais em zonas de interface industrial florestal,* em *7as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos - 2as Jornadas de Proteção Civil*, Coimbra, 2021.

[22] National Fire Protection Association, *NFPA 1144: Standard for reducing structure ignition hazards from wildland fire*, 2018.

[23] FM DS 9-9, Norwood, 2017-2020.

[24] Australian Standards, *AS 3959: Construction of buildings in bushfire-prone areas*, 2009.

[25] Mell, W.; Jenkins, M.; Gould, J. & Cheney, P. - *A physics based approach to modeling grassland fires*, *International Journal of Wildland fire,* nº 16(1), pp. 1-22, 2007.

[26] Sullivan, A. - *Wildland surface fire spread modelling, 1990–2007. 1: Physical and quasi-physical models*, *Quasi-physical models,* no. 18 (4), pp. 349-368, 2009.

[27] Hostikka, S.; McGrattan, K. - *Large Eddy Simulation of Wood Combustion,* 2001.

[28] Wadhwani, R.; Sutherland, D.; Ooi, A.; Moinuddin, K. & Thorpe, G. - *Verification of a Lagrangian particle model for short-range firebrand transport*, *Fire Safety Journal,* vol. 91, pp. 776-783, 2017.

[29] Moinuddin, K.; Sutherland, D. & Mell, W. - *Simulation study of grass fire using a physics-based model: striving towards numerical rigour and the effect of grass height on the rate of spread*, *International Journal of Wildland Fire,* 2018.

[30] Khan, N.; Sutherland, D.; Wadhwani, R. & Moinuddin, K. - *Physics-Based Simulation of Heat Load on Structures for improving Construction Standards for Bushfire Prone Areas, Frontiers in Mechanical Engineering,* vol. 5, 2019.

[31] Tomé, M.; Ribeiro; F. & Soares, P. - *O modelo Globulus 2.1 Relatórios Técnico-cientficos do GIMREF, n.1/2001,* 2001.

[32] Porterie, B.; Consalvi, J.; Loraud, J.; Giroud, F.; Picard, C. - *Dynamics of wildland fires and their impact on structures, Combustion and Flame,* vol. 149, nº 3, pp. 314-328, 2007.

[33] Vacca, P.; Águeda, A.; Muñoz, J.; Planas, E.; Pastor, E.; Heymes, F.; Ismael, E.; Eysette, R.; Cozzani, V. & Scarponi, G. - *Deliverable D6.1 - Recommendations on structure survivability and sheltering capacity,* 2020.

[34] Bearinger, E.; Lattimer, B.; Hodges, J.; Rippe C. & Kapahi, A. - *Statistical Assessment of Parameters Affecting Firebrand Pile, Frontiers in Mechanical Engineering,* 2021.

[35] British Standard Institution, BS 8414: 2015 : *Fire performance of external cladding systems. Test method for non-loadbearing externa cladding systems applied to the masonry face of a building*, 2015.

[36] DIN 4102-20, *Fire behaviour of building materials and building components-Part 20: complementary verification for the assessment of the fire behaviour of external wall claddings*, 2017.

[37] National Fire Protection Association, *NFPA 80A - Recommended practice for protection of buildings from external fire exposure,* Quincy, 2012.

FOREST FIRE EMISSIONS AS A PUBLIC HEALTH BURDEN



Bela Barros
PhD student
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto



Marta Oliveira
Junior Researcher
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto



Simone Morais*
Professor
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto

ABSTRACT
Climate change has been increasing the frequency and lasting of drought conditions, which, in turn, augment the risk of wildland fires, their intensity, persistency and consequent severe impacts on the environment and human health. The released emissions extensively contribute to air pollution, being outdoor air pollution classified as carcinogenic to human by the International Agency for Research on Cancer. The aim of this study was to characterize the contribution of forest fires to decreased air quality and the respective impacts on public health in European countries. Available recent literature was searched and the extracted data show that, during wildfire events/season, levels of particulate matter are frequently above the air quality guidelines of the World Health Organization. The main associated health risks include increased cardiorespiratory outcomes and mortality. Mitigation of the wildfire-related health burden to the exposed population is needed.

Keywords: Population; Wildfire; Smoke Emissions; Exposure; Health Risks and Effects.

1. INTRODUCTION

The intensification and frequency of droughts, less rainfall, and high temperatures have promoted recurrent and extended wildland fire season worldwide [1]–[3]. Wildfire smoke contributes to increase air concentrations of particulate matter (PM) (*e.g.*, size less than 10 μm, PM_{10}, and less than 2.5 μm, $PM_{2.5}$), volatile organic compounds (*e.g.*, polycyclic aromatic hydrocarbons, etc.), carbon monoxide, sulfur dioxide, nitrogen species (*e.g.*, nitrogen dioxide), and secondary ozone

* Simone Morais – REQUIMTE/LAQV, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Instituto Politécnico do Porto, Rua Dr. António Bernardino de Almeida 431, 4249-015 Porto
email: sbm@isep.ipp.pt https://laqv.requimte.pt/people/541-simone_morais

[4], [5]. Forest fires have an important impact on atmospheric chemical concentrations as well as several impacts on the environment and human health [6], [7]. Decreased air quality has been linked with the development of short- and long-term effects that mainly affect the cardiorespiratory system and may cause cancer or even death [8], [9]. In fact, outdoor air pollution has been classified as carcinogenic to humans by the International Agency for Research on Cancer [10]. The respiratory track is the main path to airborne pollutants entry and the smaller the size of PM, the deeper they can reach inside the human lungs [11]–[13]. The PM can transport other chemicals, which are bound to its surface and can enter the human body via inhalation, ingestion, or dermal contact (Figure 1). Once inside the human body, PM may exert its toxic effects via activation of oxidative stress, inflammation process, and DNA damage, stimulating early symptoms, which can result in disease development [14].

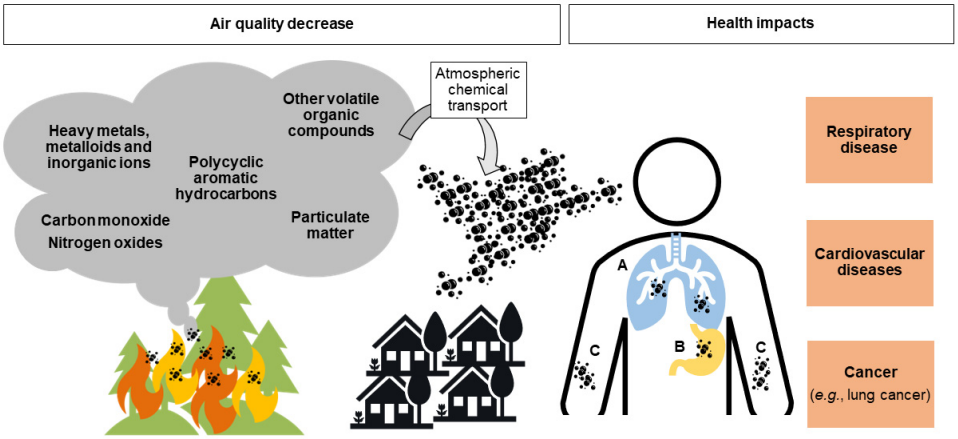


Figure 1: Contribution of wildfire emissions to decreased air quality, main routes of exposure (A - inhalation; B – Ingestion; C – dermal contact), and potential health effects to the public.

In addition to the effects of forest fires on the people nearby the event, the emissions can also have consequences to those living far away influencing the air quality of other countries [15]. The most vulnerable people are the elderly, children, and people with chronic disorders such as asthma, chronic obstructive pulmonary and cardiovascular diseases [8], [16], [17].

The year of 2022 has been one of the most tragic in Europe in terms of wildfire incidence, being also the year with the most severe drought in the last 500 years [3]. Usually, the countries from the Mediterranean region are the most frequently affected by forest fires, yet a shift in this pattern is occurring due to the impact of climate change, and more frequent ignitions are being observed in the Northern regions [3], [18].

Over the last years, research regarding wildland fire events and their impact on public health has been increasing, however most studies concern the United States of America, Canada, and Australia [19].

To the best knowledge of these authors, available information regarding European countries remains poorly characterized. Therefore, the aim of this systematic review is to characterize the most recent publications regarding forest fire-related emissions and their respective health impacts in Europe.

2. MATERIALS AND METHODS

Available literature (January 1st, 2016-December 31st, 2021) was searched in scientific databases (ISI Web of Science, Science Direct, and PubMed) with the following keywords: health impacts, health effects, wildland fires, woodsmoke, forest fires, particulate matter, $PM_{2.5}$. The studies found were screened and only studies that explored health impacts of wildfire events/season on the European population (non-occupational) were selected.

3. RESULTS AND DISCUSSION

In Europe, the available literature concerns the following European countries: Portugal [15], [20], [21], Spain [22], England [23], and all 27 European countries [20]. The most relevant information is synthesized in Table 1.

Exposure assessment was conducted by collecting data from local environmental air monitoring ground stations, satellites, weather (*e.g.*, temperature, humidity), or smoke perception. Moreover, some studies have used chemical transport models [15], [23], [24] and exposure weighting by population distribution [15], [24]. The available literature has reported daily and annual PM_{10}, which ranged 16.2-120.6 $\mu g/m^3$ and 8.5-17.5 $\mu g/m^3$, respectively [15], [20].

Additionally, annual and monthly median $PM_{2.5}$ levels ranged 4-7 $\mu g/m^3$, and 4-9 $\mu g/m^3$, respectively [20]. As a consequence of wildfire events, the concentrations of PM were predominantly above the guideline set by the World Health Organization (WHO) for PM_{10} (daily: 45 $\mu g/m^3$; annual: 15 $\mu g/m^3$) and $PM_{2.5}$ (daily: 15 $\mu g/m^3$; annual: 5 $\mu g/m^3$) [25]. Daily increments of 3 to 6-fold were observed during the 2017 Portuguese wildfire season for PM_{10} in smoky days [15], whereas annual 2017 estimates ranged 8.5 $\mu g/m^3$-17.5 $\mu g/m^3$, being the highest PM_{10} observed in summer months [20].

In contrast, none of the previous fire seasons (2001-2016) in Portugal exceeded the daily recommended levels for PM_{10} [21]. For the 2017 Portuguese forest fires, maximum annual $PM_{2.5}$ concentrations (7 $\mu g/m^3$) were above the recommended values [20]. Moreover, other authors also reported percentage increases in $PM_{2.5}$ levels in England during the Saddleworth (10%- > 300%), the Moor (100%- > 1000%), and the Winter Hill fires (> 600%) [23].On the other hand, phone surveys shown that 83% of the studied Spanish population perceived smoke smell outdoors, 40% indoors, and more than 90% observed the presence of ash during the 2012 Valencia fires [22]. Despite limited, the available studies highlight increased levels of PM during wildfires and support the need to monitor the ambient air quality during forest fires and to assess the impacts that emissions from fires might have on public health.

Table 1: European studies that have explored health impacts (expressed as number of outcomes, relative risk, or odds ratio - 95% confidence interval -, unless indicated otherwise) of wildfire season or events.

Country/ Region	Population	Fire season	Pollutant	Health endpoints	Reference
All countries (*n*=27)	General population	2005, 2008	$PM_{2.5}$	Premature deaths (2005): 1,483 (1,139-1,839); (2008): 1,080 (828-1,342)	[24]
Portugal	General population (all-ages, all districts)	2017	PM_{10} (increments of 10 $\mu g/m^3$)	RR, natural deaths: 1.009 (1.000-1.017); RR, cardiorespiratory deaths: 1.023 (1.001-1.037)	[15]
	Asthmatic Children	2017	PM_{10}	Proportion of asthma symptoms per 100,000 population at risk (%)[a]: (June) 1.30-4.13; (October) 1.99-21.80	[20]
	General population (> 30 years)	2017	$PM_{2.5}$	Number of all-cause deaths (%): (June) 0.23-0.26 (0.08–0.37) (October) 0.23-0.31 (0.09–0.38)	
				RR, CVD HA including stroke per 100,000 population at risk (%): (June) 0.17-0.19; (October) 0.17-0.60	
	General population	2001–2016	PM_{10}	RR, all-cause mortality: 1.003-1.006; RR, respirator mortality: 1.02; RR, cardiovascular mortality: 1.003-1.012	[21]
Spain	Children[1]	2012		OR, itchy/watery eyes: all children 3.11 (1.62–5.97); asthmatic children: 9.26 (2.14–40.12); non-asthmatic children 3.23 (1.63–6.40); children with rhinitis: 8.06 (1.98–32.88); children without rhinitis 3.23 (1.58–6.59)	[22]
				OR, sore throat : All: 3.02 (1.41–6.44); children with asthma: 6.25 (1.14–34.30)	
				Sneezing (OR): children with rhinitis: 7.19 (1.35–38.58); children with asthma: 11.40 (2.01–64.52)	
				Dry cough: Inconsistent results	
England	General population[2] (all-ages)	2018	$PM_{2.5}$	Excess all-cause of deaths: Over the 7-day period: 8.6 (4.4-12.7); daily: 3.5 (1.8–5.3)	[23]

CVD: Cardiovascular disease; HA: Hospital admissions; OR: Odds ratio; PM_{10}: Particulate matter size less than 10 µm; $PM_{2.5}$: Particulate matter size less than 2.5 µm; RR: Relative risk.
[a]: range amongst affected districts; [1]: Independent cohort a phone survey (to the parents) was conducted; [2]: living in the impacted area, n >10 million. *Germany, Austria, Belgium, Bulgaria, Cyprus, Croatia, Denmark, Slovakia, Slovenia, Spain, Estonia, Finland, France, Greece, Holland, Hungary, Ireland, Italy, Latvia, Lithuania, Luxembourg, Malta, Poland, Portugal, Czech Republic, Romania, Sweden.

The reported population health impact assessments were performed by the AirQ+ software available from WHO, an Integrated Environmental Health Impact Assessment System provided by the European union or by using a concentration-response function, regression models,

Poisson regression, and Person correlations [15], [20]–[24]. Overall, the mortality rates and the cardiovascular hospital admissions in the general population, and the respiratory symptoms in children were described for European countries affected by wildfires (Table 1). Regarding mortality, for each 10 μg/m^3 increase in the levels of $PM_{2.5}$, there was an associated 1,483 and 1,080 annual premature deaths respectively related with the 2005 and 2008 forest fires, with the highest impact being reported for the southern and eastern countries [24]. Despite that, Kollanus et al. [24] observed that even low concentrations of fire originated $PM_{2.5}$ in the western and northern Europe resulted in a substantial contribution (~30%) to the total European annual premature death estimate for 2005 and 2008. In England, there was a 165% increase in the excess of all-cause mortality due to the wildfires in comparison to periods without fire events [23]. Regarding the levels of $PM_{2.5}$ monitored during the 2017 Portuguese forest fires, Oliveira et al. [20] found a 0.23-0.31% increase in all-cause mortality per 100,000 population at risk (Table 1). Considering PM_{10}, increments of 0.89% risk of natural deaths and 2.34% risk of cardio-respiratory mortality per increase of 10 μg/m^3 were also observed [15]. Compared with other fire seasons (2001-2016), the Portuguese population presented a 0.03-0.06%, 2% and 0.03-1.2% increase in all-cause, respiratory, and cardiovascular mortality, respectively, caused by the exposure to PM_{10} within the studied period [21].

Regarding other health endpoints, Oliveira et al. [20] estimated the cardiovascular-related hospital admissions due to $PM_{2.5}$ exposure in some of the most affected districts by 2017 wildfires in Portugal. The authors estimated a 0.17-0.19%, and 0.17-0.60% increase in cardiovascular hospital admissions per 100,000 population at risk, respectively, in the months of June and October, the most severe months where a higher number of fires simultaneously occurred (Table 1). For respiratory disease outcomes, the available literature has only assessed the forest fire impacts on children. The study of Oliveira et al. [20] reported the associated increments on the proportion of asthma symptoms per 100,000 asthmatic children at risk in both June (1.30-4.13%) and October (1.99-21.8%), which were related with wildfire-PM_{10} in the central region of Portugal in 2017. Lastly, during the 2012 Valencia fires in Spain, Vicedo-Cabrera et al. [22], estimated a probable risk of developing respiratory symptoms (itchy/watery eyes, sore throat, and sneezing) but, regarding dry cough, inconsistent results were found by the authors (Table 1). Moreover, the impacts retrieved from the self-reported symptoms were higher for children with a previous asthma or rhinitis diagnosis than in the ones without a diagnosed disease, still, for the latter there was a 3-fold higher probability of developing itchy/watery eyes caused by the fire event [22]. These estimates were based on phone-surveys to the children's parents, therefore, they must be interpreted cautiously and considering this limitation.

Despite limited, available studies accounted for possible confounding factors, ***e.g.***, population' age [24] and sex [22], [24], pollutant measurements [15], burnt area [21], and social class while controling exposure to environmental tobacco smoke [22]. The attained results remain scarce but support the impact of fire emissions on the respiratory and cardiovascular health, as well as on increased rates of mortality among the European population. These preliminary findings are aligned with other studies assessing the impact of fire emissions in other regions [18], [26]–[28]. Because of climate change, more intense heat waves and drought are expected to augment the risk of wildfires in Europe, including in Northern regions, and thus, more research on this matter is needed, with particular focus in the most vulnerable people. This so much needed information

will be determinant to define strategies to mitigate and prevent as much as possible the health impact of wildfires on exposed populations.

4. CONCLUSIONS

This work collected information on the available health endpoints, namely, mortality and cardiorespiratory outcomes associated with the impact of wildfires in the European population. In most cases, daily and annual PM levels during forest fire events/season were higher than the recommended WHO guidelines. Exposure-associated mortality and cardio-respiratory effects have been reported for the European population. The explored countries included Portugal, England, Spain, and one study assessed the impacts on all European countries (27). Overall, increased rates of all-cause and specific deaths were increased during wildfires/season and associated with ambient $PM_{2.5}$ and PM_{10} levels. Hospital admissions for cardiovascular outcomes were associated with $PM_{2.5}$ during the severe 2017 forest fires in Portugal. Smoke exposure-driven respiratory symptoms in Portuguese asthmatic and Spanish children were augmented as well. A higher proportion of older adults are projected to increase in the 21st century. Moreover, wildfire risk is projected to be augmented by severe droughts and reduced rainfall in upcoming years, therefore, (non)governmental organizations should increase awareness and implement more measures to prevent and mitigate consequent health impacts, especially in geographical areas in which the fire seasons are becoming more intense (*e.g.*, northern and western countries). Future studies should aim to cooperatively develop a standardized approach to assess exposure and health effects that can be applied globally, thus allowing a direct comparison between different European populations and other continents.

FUNDING

This work was financed through project BioFirEx: PCIF/SSO/0017/2018 by the *Fundação para a Ciência e a Tecnologia, Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior* (FCT-MCTES), through national funds.

ACKNOWLEDGEMENTS

The projects UIDB/50006/2020, UIDP/50006/2020, LA/P/0008/2020, PCIF/SSO/0090/2019, and 2022.05381.PTDC financed by FCT-MCTES are also acknowledged. B. Barros (PhD grant 2020.07394.BD) and M. Oliveira (scientific contract CEECIND/03666/2017) are thankful to FCT-MCTES for their financial support.

REFERENCES

[1] USEPA - *Climate Change Indicators: Wildfires, United States Environmental Protection Agency, Washington D.C, USA*, 2021.

[2] Berthiaume A., Galarneau E., and Marson G. - *Polycyclic aromatic compounds (PACs) in the Canadian environment: Sources and emissions*, Environ Pollut, vol. 269, p. 116008, 2021.
[3] EC - *Forest Fires in Europe, Middle East and North Africa 2021,* Publications Office of the European Union. European Commission, Luxembourg, 2022.
[4] Stec, A. A. - *Fire toxicity – The elephant in the room?,* Fire Saf J, vol. 91, no. May, 2017, pp. 79–90.
[5] Knorr W., *et al.* - *Wildfire air pollution hazard during the 21st century,* Atmos Chem Phys, vol. 17, no. 14, 2017, pp. 9223–9236.
[6] Adetona, O. *et al.* - *Review of the health effects of wildland fire smoke on wildland firefighters and the public,* Inhal Toxicol, vol. 28, no. 3, 2016, pp. 95–139.
[7] Ventura, M. *et al.* - *The occurrence of inorganic contaminants in 'tronchuda' cabbage (Brassica oleracea L. var. costata DC.) after large forest fires in Portugal*, Int J Environ Anal Chem, 2021, pp. 1–17.
[8] Cascio, W. E. - *Wildland fire smoke and human health*, Sci Total Environ, vol. 624, 2018, pp. 586–595.
[9] Hu, W., *et al.* - *Ambient particulate matter compositions and increased oxidative stress: Exposure-response analysis among high-level exposed population*, Environ Int, vol. 147, 2021, p. 106341.
[10] IARC - *Outdoor Air Pollution, Volume 109*, IARC Monographs On The Evaluation Of Carcinogenic Risks To Humans, World Health Organization, International agency for Research on Cancer, Lion, France, 2015.
[11] Park, M., *et al.* - *Differential toxicities of fine particulate matters from various sources,* Sci Rep, vol. 8, no. 1, 2018, p. 17007.
[12] Wu, W., Jin Y., and Carlsten C. - *Inflammatory health effects of indoor and outdoor particulate matter*, J Allergy Clin Immunol, vol. 141, no. 3, 2018, pp. 833–844.
[13] Marris, C. R., *et al.* - *Polyaromatic hydrocarbons in pollution: a heart-breaking matter*, J Physiol, vol. 598, no. 2, 2020, pp. 227–247.
[14] Turner, M. C., *et al.* - *Outdoor air pollution and cancer: An overview of the current evidence and public health recommendations*, CA Cancer J Clin, vol. 70, no. 6, 2020, pp. 460–479.
[15] Augusto, S., *et al.* - *Population exposure to particulate-matter and related mortality due to the Portuguese wildfires in October 2017 driven by storm Ophelia*, Environ Int, vol. 144, no. September 2019, 2020, p. 106056.
[16] Liu, J. C., *et al.* - *Wildfire-specific fine particulate matter and risk of hospital admissions in urban and rural counties*, Epidemiology, vol. 28, no. 1, 2017, pp. 77–85.
[17] Oliveira, M., *et al.* - *Assessment of polycyclic aromatic hydrocarbons in indoor and outdoor air of preschool environments (3-5 years old children),* Environ Pollut, vol. 208, 2016, pp. 382–394.
[18] Weilnhammer, V., *et al.* - *Extreme weather events in europe and their health consequences – A systematic review*, Int J Hyg Environ Health, vol. 233, 2021, p. 113688.
[19] De Sario, M., Katsouyanni, K., Michelozzi, P. - *Climate change, extreme weather events, air pollution and respiratory health in Europe*, Eur Respir J, vol. 42, no. 3, 2013, pp. 826–843.
[20] Oliveira, M., *et al.* - *Environmental particulate matter levels during 2017 large forest fires and megafires in the center region of Portugal: A public health concern?*, Int J Environ Res Public Health, vol. 17, no. 3, 2020, pp. 10–13.

[21] Tarín-carrasco, P., *et al. - Impact of large wildfires on PM 10 levels and human mortality in Portugal*, Nat Hazards Earth Syst Sci, vol. 2018, 2021, pp. 2867–2880.
[22] Vicedo-Cabrera, A. M., *et al. - Health effects of the 2012 Valencia (Spain) wildfires on children in a cohort study*, Environ Geochem Health, vol. 38, no. 3, 2016, pp. 703–712.
[23] Graham, A. M., *et al. - Impact on air quality and health due to the Saddleworth Moor fire in northern England*, Environ Res Lett, vol. 15, no. 7, 2020.
[24] Kollanus, V., *et al. - Mortality due to Vegetation Fire – Originated PM 2.5 Exposure in Europe - Assessment for the Years 2005 and 2008*, Environ Health Perspect, no. 1, 2017, pp. 30–37.
[25] WHO - *WHO global air quality guidelines: particulate matter (PM2.5 and PM10), ozone, nitrogen dioxide, sulfur dioxide and carbon monoxide.* World Health Organization, 2021.
[26] Reid C. E., *et al. - Critical review of health impacts of wildfire smoke exposure*, Environ Health Perspect, vol. 124, no. 9, 2016, pp. 1334–1343.
[27] Liu, J. C., *et al. - A systematic review of the physical health impacts from non-occupational exposure to wildfire smoke*, Environ Res, vol. 136, 2015, pp. 120–132.
[28] Chen, J., *et al. - A review of biomass burning: Emissions and impacts on air quality, health and climate in China*, Sci Total Enviro, vol. 579, 2017, pp. 1000–1034.

BIOMARKERS FOR THE SURVEILLANCE OF FIREFIGHTER'S HEALTH

Bela Barros
PhD student
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto

Ana Paiva
Research fellow
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto

Marta Oliveira
Junior Researcher
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto

Simone Morais*
Professor
REQUIMTE/LAQV
ISEP - Porto

ABSTRACT
Regular participation in fire combat activities exposes firefighters to physical and chemical hazards, which can cause short and long-term health effects. In fact, firefighters' occupational exposure was recently classified as carcinogenic to humans by the International Agency for Research on Cancer. So far, limited worldwide information, particularly from Portugal, exists on the assessment of firefighters' occupational exposure by a comprehensive approach, *i.e.*, by combining personal monitoring and biomonitoring during real scenarios of fire combat. The scarce available data show that firefighters exhibit higher levels of several biomarkers of health-relevant pollutants (polycyclic aromatic hydrocarbons, metals, among others) in the biological fluids than the general population. Future biomonitoring programs should be implemented to better characterize firefighters´ occupational exposure and contribute to reducing the occupational health burden of firefighters.

Keywords: Occupational exposure; Biomarkers; Health impacts.

1. INTRODUCTION

The occupational activity as a firefighter was recently classified as carcinogenic to humans [1], [2]. Firefighting activities include controlling and extinguishing of fires in various structure (*e.g.*, residential buildings, commercial/industrial facilities), vehicles, and forest fires as well as prescribed burns; firefighters may also be responsible for other emergency responses, which can include activities as a paramedic, rescue team, and vehicle extricating or disentangling [3]. Combustion of biomass produces a complex mixture of pollutants such as particulate matter (PM), metal(loids), carbon monoxide and dioxide, nitrogen oxides, sulfur dioxide, semi-volatile and volatile organic compounds [4]. Firefighters are also exposed to emissions released during the burning of different structures which may contain other persistent compounds, namely, flame

* Simone Morais – REQUIMTE/LAQV, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Instituto Politécnico do Porto, Rua Dr. António Bernardino de Almeida 431, 4249-015 Porto
email: sbm@isep.ipp.pt https://laqv.requimte.pt/people/541-simone_morais

retardants, dioxins [polychlorinated dibenzodioxins/furans], polychlorinated biphenyls, phthalates, polybrominated diphenyl ethers, organophosphates, perfluoroalkyl acids], hydrogen chloride, hexabromocyclododecane, tetrabromobisphenol A, among others [5], [6]. In Europe most of the wildfires affect the Mediterranean region. The Portuguese average burnt area of 130,706 hectares (2011-2020) was the highest amongst European countries [7]. Some studies were performed with Portuguese firefighters to determine their (personal) air exposure to carbon monoxide, nitrogen dioxide, volatile organic compounds such as polycyclic aromatic hydrocarbons (PAHs), particulate matter, and natural occurring radionuclides. These chemicals have been identified in the (personal) air of firefighters exposed to forest fire emissions, controlled vegetation burns [8]–[12], and also at the fire station headquarters [13]–[16]. Regardless of the scenario (firefighting or at the fire station), in some cases, pollutants exceeded their respective occupational exposure standard limits [8]–[10], [12], [15]. Moreover, despite air concentrations of PAHs being 9-44 times higher than the World Health Organization (WHO) health–based guideline at the Portuguese fire corporations (Vimioso, Macedo de Cavaleiros, Izeda, Vila Flor, and Alfândega da Fé), incremental lifetime cancer risks for firefighters were not significant, *i.e.,* values were below the protective threshold established by USEPA [13]. Firefighters are not only exposed to pollutants during fire combat activities but may be also exposed to biohazards (such as viruses, pathogenic bacteria, and fungi) among others [17]–[23].

Assessment of occupational exposure during firefighting is therefore complex and highly dependent on the nature of the fire (rural or urban), the tasks performed (*e.g.*, frontline firefighters, fire truck drivers, overhaul), composition of fire emissions, exposure time, and post-fire decontamination procedures of vehicles and personal protective equipment [24]. After absorption into the human body by ingestion, inhalation, and/or dermal contact, xenobiotics can be bioaccumulated (without metabolization) in specific tissues (*e.g.*, liver, and adipose tissue) or/and undergo biotransformation and eliminated through biological fluids (*e.g.*, urine, sweat, feces, breath, sputum, *etc.*) [25]. Continuous and frequent exposure to xenobiotics can stimulate pathological pathways leading to the development of symptoms and subsequent diseases [26]. Available literature has highlighted occupationally-driven morbidity and mortality in firefighters, with main impacts on cardiorespiratory systems (*i.e.*, acute myocardial infarction, heart palpitations, and ischemic heart disease, asthma, chronic obstructive pulmonary disease) and cancer (melanoma, bladder, colon, prostate, testicular, and non-Hodgkin lymphoma) [2], [27]–[29]. Moreover, the physical and emotionally demanding tasks have also consequent health impacts and contribute to increased psychological burden observed in firefighters [30]. Available literature has found health impacts in Portuguese firefighters, namely, decreased respiratory function [12], [31], [32], carbon monoxide poisoning [33], DNA and oxidative damage [34], [35].To assess the exposure, biomonitoring is an effective and reliable tool, which is used to quantify biomarkers in biological fluids [36]. Biomarkers of exposure are defined as parent or metabolic molecules that represent the exogenous substance or subproducts of its metabolization or interaction with the target molecule/cell [37]. Therefore, the aim of this study is to discuss the most recent available information on biomarkers of exposure to pollutants in Portuguese firefighters and critically compare the reported data with the available occupational exposure limits or values found in the general population.

2. MATERIALS AND METHODS

ISI Web of Science and PubMed were searched (no date restriction) with a combination of the following keywords: Portuguese firefighters, Portugal, biomonitoring, and exposure biomarkers. A total of 400 results were found, and after the elimination of duplicates only the studies that included the quantification of biomarkers of exposure in Portuguese firefighters were considered (*n*=8).

3. RESULTS AND DISCUSSION

The most reported biomarkers in Portuguese firefighters are related with the determination of urinary PAHs metabolites [14], [35], [38]–[41], followed by the use of nasopharyngeal swabs for bacterial infection detection [20], and the assessment of exhaled breath content of carbon monoxide (CO) and carboxyhemoglobin [12].

PAHs are organic volatile compounds formed during the incomplete combustion and pyrolysis of organic matter and can have both natural and anthropogenic origins [25]. Therefore, PAHs are present in fire emissions regardless the type of fire. There are many PAHs, but only 16 are included in the priority pollutants list provided by the United States Environmental Protection Agency (USEPA) [42]. PAHs cause several health effects mostly due to their mutagenic and carcinogenic properties. The International Agency for Research on Cancer classified benzo(a)pyrene as known carcinogenic (group 1), whereas other PAHs are classified as probable (group 2A: dibenzo(a,l)pyrene and dibenz(a,h)anthracene), and possible carcinogenic to humans (group 2B: naphthalene, chrysene, benz(a)anthracene, benzo(b)fluoranthene, benzo(c)phenanthrene, benzo(j)fluoranthene, benzo(k)fluoranthene, dibenzo(a,i)pyrene, dibenzo(a,h)pyrene and indeno(1,2,3-c,d)pyrene) [43]. PAHs enter the human body by inhalation, ingestion and dermal contact [24]. In order to be excreted, PAHs undergo liver metabolization being excreted as conjugates of glucuronide, glutathione or sulphates mostly in urine and feces [44], [45]. Therefore, total exposure to PAHs can be biomonitored in urine through the quantification of hydroxylated metabolites. In Portugal only six studies characterized the PAHs metabolites levels in the urine of (non-exposed and exposed to forest fire smoke) firefighters [14], [35], [38]–[41]. Overall, the urinary levels of total PAH metabolites ranged between 0.817-121 µmol/mol creatinine in exposed, *i.e.*, 28 to 63 times higher than in non-exposed firefighters (0.013-4.27 µmol/mol creatinine). These findings highlight the contribution of occupational activities to PAHs exposure burden in firefighters [14], [35], [38]–[41]. None of the Portuguese firefighters presented detectable levels of the biomarker of carcinogenic PAHs (3-hydroxybenzo(a)pyrene) in the urine, most probably because it is predominantly excreted through feces due to its high molecular weight [14], [35], [38]–[41]. The established biomarker of PAHs' exposure, *i.e.*, 1-hydroxypyrene, was also characterized [24]. Among the Portuguese firefighters, none of the participants presented 1-hydroxypyrene concentrations that exceed the biological exposure index (BEI) (0.93 µmol/mol creatinine; 2.5 µg/L) proposed by the American Conference of Governmental Industrial Hygienists (ACGIH; [46]). However, in firefighters exposed to wildfire smoke, maximum levels of this biomarker were almost 4-times higher than in unexposed subjects [14], [35], [38]–[41]. For other metabolites, BEI limits are yet to be established. In Portugal, exposed firefighters presented augmented concentrations (µmol/mol creatinine) of 1-

hydroxynaphthalene+1-hydroxyacenaphthene (range: 0.60-121), 2-hydroxyfluorene (range: 5.67×10^{-4}-1.61), and 1-hydrophenanthrene (range: 0.161-0.29) when compared with non-exposed (µmol/mol creatinine: 1-hydroxynaphthalene+1-hydroxyacenaphthene: 0.03-4.14; 2-hydroxyfluorene: 5.67×10^{-4}-0.48*;* 1-hydroxyphenanthrene: 6.51×10^{-4}-0.21).

The detected levels are lower (except for 1-hydrophenanthrene) than in Portuguese grill workers (1-hydroxynaphthalene+1-hydroxyacenaphthene: 2.23, 2-hydroxyfluorene: 0.112, and 1-hydroxyphenanthrene: 0.073 µmol/mol creatinine) [47]. Nevertheless, it is important to emphasize that levels in exposed firefighters are dependent on daily-work activities, including participation in firefighting activities with different periods of exposure, type of fire (*i.e.*, forest/structure/industrial), and the tasks performed by each firefighter. Moreover, firefighters wear personal protective equipment that can reduce the exposure burden in comparison to barbecue grilling workers [26]. Tobacco consumption strongly contributes to urinary PAHs metabolites, thus, its influence must be considered when conducting biomonitoring assays. In non-exposed firefighters, regular tobacco use incremented urinary metabolites of PAHs by 76-412%, whereas solely firefighting activities in non-smoking firefighters contributed to a significant increase of 158-551% [35], [39].

The authors reported that 2-hydroxyfluorene was the compound most affected by both smoking and fire combat activities (111-1068%), whereas 1-hydroxynaphthalene+1-hydroxyacenaphthene was more significantly increased by tobacco use (22-339%); 1-hydroxyphenanthrene (76-176%) and 1-hydroxypyrene (20-220%) were the least affected by combat activities. Firefighters that were both active smokers and exposed to fires had significantly higher PAHs metabolites levels than the non-smoker exposed group (3.69×10^{-3}–0.85 *versus* 1.84×10^{-3}–0.19 µmol/mol creatinine) [35]; 1.91-5.71 *versus* 0.817-2.06 µmol/mol creatinine [39]), suggesting that these subjects may be at a higher risk of developing PAHs exposure-related health risks. Regarding other pollutants, *i.e.*, CO in exhaled breath, exposed firefighters presented increased concentrations of both CO and carboxyhemoglobin after participation in firefighting activities (10.5 *versus* 2.5 ppm and 1.67 *versus* 0.39 ppm respectively) [12]. These findings highlight a decrease oxygen delivery to body organs following exposure to wildfire smoke [12]. CO values were below the exposure BEI proposed by the ACGIH for CO in exhaled air at the end of shift (20 ppm) [46].

Portuguese firefighters are also responsible for pre-hospital treatment, which can expose these workers to several biological risks such as exposure to pathogenic microorganisms. Ambulances are used every day and more than once by the emergency teams, and the decontamination procedures are often performed after returning to the headquarters. However, cross-contamination of surfaces and floors can still occur. Three studies explored the presence of microbial and fungi in ambulances and cleaning tools [17], [19], [20]. Resistant fungi were found in the ambulance air, mycotoxins in mops and dust cloths, and *S. aureus* colonization was identified in nasopharyngeal swabs of a Portuguese crew of firefighters (48% prevalence) [20]. Methicillin-sensitive *S. aureus* and methicillin-resistant *S. aureus* colonies were 24% and 21% prevalent among these workers in Lisbon, Portugal [20]. The occurrence found in firefighters was the second highest (48%) reported for other Portuguese workers [21], being only surpassed by pig farm workers (54%) [21]. *S. aureus* and particularly methicillin-resistant infections are an important public health issue associated with antibiotic-resistance and an augmented morbidity and mortality worldwide [20], [21]. Since firefighters also provide health emergency responses to the general public, they are more frequently at risk. Therefore, the results of these studies

highlight the importance of increasing awareness, especially because of potential cross-contamination of ambulances, cleaning tolls, and consequently workers after an emergency response.

4. CONCLUSIONS

Firefighter activities are carcinogenic to humans and biomonitoring has been contributing to improve the assessment of exposure and possible health effects. Scarce data still exist concerning the characterization of Portuguese firefighters, *i.e.*, only eight studies. The reported data considered biomarkers of exposure to PAHs in urine, CO and carboxyhemoglobin in exhaled breath, and microbial infection by nasopharyngeal swabs. Only the urinary PAH metabolite, 1-hydroxypyrene, has a set occupational limit (0.93 µmol/mol creatinine; 2.5 µg/L), which was not exceeded in the characterized Portuguese firefighters. Exhaled breath CO increased after firefighting but remained below the available BEI (20 ppm), yet carboxyhemoglobin was also high suggesting a decrease in the oxygen delivery. Overall, the attained findings suggest that characterization of Portuguese firefighters' exposure is under evaluated in comparison to other countries [24], [48]. Several pollutants that are present in fire emissions have not yet been studied in Portugal for this occupational context. Furthermore, available literature lacks the establishment of half-lives of several pollutants that hamper to investigate possible toxicokinetic interactions between different chemicals exposure routes. In addition, contributions from multiple background sources (*e.g.*, environmental factors, diet, and lifestyle, *i.e.*, tobacco consumption) may hamper data interpretation. However, both analytical and sampling methods to assess the presence of hazardous pollutants in non-invasive biological fluids and tissues are not yet fully validated. Therefore, to enable direct comparison between studies, standard methods are needed to identify the total body exposure burden and to improve preventive strategies and mitigate health effects. Besides fire combat, these workers can perform emergency responses in which they can get in contact with biological risks including the *S. aureus*, which can result in infections. In one study, firefighters were amongst the workers with the highest prevalence of *S. aureus*, highlighting the need to improve mitigation strategies and to assess the efficacy of biological decontamination procedures that are already implemented at fire stations. Overall, exposure biomarkers are valuable tools because they can quantify body exposure to specific pollutants and biohazards. Moreover, despite the existent BEIs, the majority of the discussed xenobiotics do not have a proposed occupational limit. Future biomonitoring studies would greatly benefit from identifying biomarkers of exposure and of early effects relevant for various biological fluids, including the use of less invasive biological samples. Therefore, the establishment of regular and frequent (bio)monitoring of firefighters is crucial. Moreover, future studies should aim to better characterize Portuguese firefighters. Given the important public service that firefighters offer, a rise in awareness and preventive measures are needed as well.

FUNDING

This work was financed through project BioFirEx: PCIF/SSO/0017/2018 by the Fundação para a Ciência e a Tecnologia, Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior (FCT-MCTES), through national funds.

ACKNOWLEDGEMENTS

The projects UIDB/50006/2020, UIDP/50006/2020, LA/P/0008/2020, PCIF/SSO/0090/2019, and 2022.05381.PTDC financed by FCT-MCTES are also acknowledged. A. Paiva (grant from BioFirEx: PCIF/SSO/0017/2018), B. Barros (PhD grant 2020.07394.BD) and M. Oliveira (scientific contract CEECIND/03666/2017) are thankful to FCT-MCTES for their financial support.

REFERENCES

[1] IARC - *Volume 132: Occupational exposure as a firefighter, IAR*C Monographs on The Evaluation of Carcinogenic Risks to Humans (in press), International Agency for Research on Cancer, Lyon, France, 2022.
[2] Demers, P. A., *et al.* - *Carcinogenicity of occupational exposure as a firefighter*, Lancet Oncol, vol. 23, no. 8, 2022, pp. 985–986.
[3] IARC - *Volume 98 Painting, Firefighting, and Shiftwork,* IARC Monographs On The Evaluation Of Carcinogenic Risks To Humans, World Health Organization, International agency for Research on Cancer, Lion, France, 2010.
[4] Altshuler, S. L., *et al.* - *Wildfire and prescribed burning impacts on air quality in the United States*, J Air Waste Manage Assoc, vol. 70, no. 10, 2020, pp. 961–970.
[5] Kirk, K. M. and Logan, M. B. - *Structural fire fighting ensembles: Accumulation and off-gassing of combustion products*, J Occup Environ Hyg, vol. 12, no. 6, 2015, pp. 376–383.
[6] Zhang, M., Buekens, A. and Li, X. - *Brominated flame retardants and the formation of dioxins and furans in fires and combustion*, J Hazard Mater, vol. 304, 2016, pp. 26–39.
[7] EC - *Forest Fires in Europe, Middle East and North Africa 2021*, Publications Office of the European Union, European Commission, Luxembourg, 2022.
[8] Miranda, A. I., *et al.* - *Monitoring of firefighters exposure to smoke during fire experiments in Portugal*, Environ Int, vol. 36, no. 7, 2010, pp. 736–745.
[9] Sebastião, R., *et al.* - *Classification of Critical Levels of CO Exposure of Firefigthers through Monitored Heart Rate*, Sensors, vol. 21, no. 5, 2021, p. 1561.
[10] Carvalho, F. P., Oliveira, J. M., Malta, M. - *Exposure to radionuclides in smoke from vegetation fires,* Sci Total Environ, vol. 472, 2014, pp. 421–424.
[11] Miranda, A. I., *et al.* - *Smoke measurements during Gestosa-2002 experimental field fires,* Int J Wildland Fire, vol. 14, no. 1, 2005, p. 107.
[12] Miranda, A. I., *et al.* - *Wildland smoke exposure values and exhaled breath indicators in firefighters*, J Toxicol Environ Health - Part A: Current Issues, vol. 75, no. 13–15, 2012, pp. 831–843.
[13] Oliveira, M., *et al.* - *Occupational exposure of firefighters to polycyclic aromatic hydrocarbons in non-fire work environments*, Sci Total Environ, vol. 592, 2017, pp. 277–287.
[14] Oliveira, M., *et al.* - *Polycyclic aromatic hydrocarbons at fire stations: firefighters' exposure monitoring and biomonitoring, and assessment of the contribution to total internal dose*, J Hazard Mater, vol. 323, 2017, pp. 184–194.
[15] Teixeira, J., *et al.* - *P19-13 Levels of fine and ultrafine particles in firefighters' personal protective equipment storage rooms*, Toxicol Lett, vol. 368, 2022, pp. S248–S249.

[16] Oliveira, M., *et al. - Firefighter's occupational exposure to PM2.5 and Polycyclic Aromatic Hydrocarbons*, in Occupational Safety and Hygiene IV, Arezes, P. M., *et al.*, Eds. CRC Press, Taylor & Francis Group, London 2016, pp. 73–76.
[17] Viegas, C., *et al. - Aspergillus Section Fumigati in Firefighter Headquarters,* Microorganisms, vol. 9, no. 10, 2021, p. 2112.
[18] Navarro, K. M., *et al. - Wildland firefighter exposure to smoke and COVID-19: A new risk on the fire line*, Sci Total Environ, vol. 760, 2021, p. 144296.
[19] Viegas, C., *et al. - Microbial contamination in firefighter Headquarters': A neglected occupational exposure scenario*, Build Environ, vol. 213, 2022, p. 108862.
[20] Viegas, C., *et al. - Bioburden contamination and Staphylococcus aureus colonization associated with firefighter's ambulances*, Environ Res, vol. 197, 2021, p. 111125.
[21] Oliveira, K., Viegas, C., Ribeiro, E. - *MRSA Colonization in Workers from Different Occupational Environments—A One Health Approach Perspective*, Atmosphere (Basel), vol. 13, no. 5, 2022, p. 658.
[22] Gaminha, I., *et al. - Occupational exposure noise - Case study of a quarter of firefighters in center region*, in Occupational Safety and Hygiene II, 1st Edition., Arezes et al. (eds), Ed. London: CRC Press, Taylor & Francis Group, London, 2014.
[23] Taxini, C., Guida, H. - *Firefighters' noise exposure: A literature review*, Int Arch Otorhinolaryngol, vol. 17, no. 01, 2014, pp. 080–084.
[24] Barros, B., Oliveira, M., and Morais, S. - *Biomonitoring of firefighting forces: a review on biomarkers of exposure to health-relevant pollutants released from fires*, J Toxicol Environ Health*, Part B*, 2023, pp. 1–45.
[25] Calafat, A. M. - *Contemporary Issues in Exposure Assessment Using Biomonitoring,* Curr Epidemiol Rep*,* vol. 3, no. 2, 2016, pp. 145–153.
[26] Barros, B., Oliveira, M., and Morais, S. - *Firefighters' occupational exposure: Contribution from biomarkers of effect to assess health risks*, Environ Int, vol. 156, 2021, p. 106704.
[27] Ras, J., *et al. - Association between cardiovascular disease risk factors and cardiorespiratory fitness in firefighters: a systematic review and meta-analysis,* Int J Environ Res Public Health, vol. 20, no. 4, 2023, p. 2816.
[28] Reid, C. E., *et al. - Critical review of health impacts of wildfire smoke exposure,* Environ Health Perspect*,* vol. 124, no. 9, 2016, pp. 1334–1343.
[29] Adetona, O., *et al. - Review of the health effects of wildland fire smoke on wildland firefighters and the public*, Inhal Toxicol, vol. 28, no. 3, 2016, pp. 95–139.
[30] Igboanugo, S., Bigelow, P. L., Mielke, J. G. - *Health outcomes of psychosocial stress within firefighters: A systematic review of the research landscape*, J Occup Health, vol. 63, no. 1, 2021.
[31] Almeida, A. G., *et al. - Função respiratória em bombeiros portugueses*, Rev Port Pneumol, vol. 13, no. 3, 2007, pp. 349–364.
[32] Ramos, C., Minghelli, B. - *Prevalence and Factors Associated with Poor Respiratory Function among Firefighters Exposed to Wildfire Smoke*, Int J Environ Res Public Health, vol. 19, no. 14, 2022, p. 8492.
[33] Dos Santos, L. R., *et al. - Multiple Victims of Carbon Monoxide Poisoning in the Aftermath of a Wildfire: A Case Series*, Acta Med Port, vol. 31, no. 3, 2018, pp. 146–151.
[34] Abreu, A., *et al. - Wood smoke exposure of Portuguese wildland firefighters: DNA and oxidative damage evaluation*, J Toxicol Environ Health - Part A: Current Issues, vol. 80, no. 13–15, 2017, pp. 596–604.

[35] Oliveira, M., *et al. - Firefighters exposure to fire emissions: Impact on levels of biomarkers of exposure to polycyclic aromatic hydrocarbons and genotoxic/oxidative-effects*, J Hazard Mater, vol. 383, no. September, 2020.

[36] Pena, A., *et al. - Human Biomonitoring of Selected Hazardous Compounds in Portugal: Part I—Lessons Learned on Polycyclic Aromatic Hydrocarbons, Metals, Metalloids, and Pesticides*, Molecules, vol. 27, no. 1, 2021, p. 242.

[37] WHO - *Biomarkers and risk assessment: concepts and principles. Environmental Health Criteria 155*, World Health Organization, Geneva, Switzerland, 1993.

[38] Oliveira, M., *et al.- Firefighters' exposure biomonitoring: Impact of firefighting activities on levels of urinary monohydroxyl metabolites*, Int J Hyg Environ Health, vol. 219, no. 8, 2016, pp. 857–866.

[39] Oliveira, M., *et al. - Individual and cumulative impacts of fire emissions and tobacco consumption on wildland firefighters' total exposure to polycyclic aromatic hydrocarbons*, J Hazard Mater, vol. 334, 2017, pp. 10–20.

[40] Oliveira, M., *et al. - Levels of urinary biomarkers of exposure and potential genotoxic risks in firefighters*, in Occupational Safety and Hygiene VI, Arezes, P. M., *et al.*, Eds. CRC Press, Taylor & Francis Group, London, 2018, pp. 267–271.

[41] Oliveira, M., *et al. - Levels of urinary 1-hydroxypyrene in firemen from the Northeast of Portugal,* in Occupational Safety and Hygiene V Arezes, P. M., *et al.*, Eds. CRC Press, Taylor & Francis Group, London, pp. 111-116, 2017.

[42] USEPA - *Guidelines for carcinogen risk assessment, EPA/630/P-03/001F*, United States Environmental Protection Agency, Washington D.C, USA, 2005.

[43] IARC - *Agents Classified by the IARC Monographs, Volumes 1 – 132*, International agency for Research on Cancer (last updated: 2022-09-07), 2022.

[44] Kamal, A., *et al. - A review of PAH exposure from the combustion of biomass fuel and their less surveyed effect on the blood parameters*, Environ Sci Pollut Res, vol. 22, no. 6, 2015, pp. 4076–4098.

[45] Moorthy, B., Chu, C., Carlin, D. J. - *Polycyclic aromatic hydrocarbons: From metabolism to lung cancer*, Toxicol Sci, vol. 145, no. 1, 2015, pp. 5–15.

[46] ACGIH - *Threshold Limit Values for Chemical Substances and Physical Agents & Biological Exposure Indices*. American Conference of Governmental Industrial Hygienists, Signature publications Cincinnati, USA, 2019.

[47] Oliveira, M., *et al. - Assessment of Urinary 1-hydroxypyrene and 3-hydroxybenzo(a)pyrene in Barbecue Grill Workers*, in Occupational and Environmental Safety and Health II, Arezes, P. M., *et al.* Eds. Cham: Springer International Publishing, 2020, pp. 351–358.

[48] Engelsman, M. *et al. - Biomonitoring in firefighters for volatile organic compounds, semivolatile organic compounds, persistent organic pollutants, and metals: A systematic review*, Environ Res, vol. 188, 2020, p. 109562.

POTENCIAL DAS ÁGUAS TERMAIS PARA MELHORAR A SAÚDE RESPIRATÓRIA DOS BOMBEIROS

Sandra Lavandeira
MSc
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

Marta Oliveira
PhD
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

Maria José Alves
PhD
CIMO, Instituto Politécnico de Bragança, Bragança;
AquaValor – Centro de Valorização e Transferência de Tecnologia da Água, Chaves, Portugal

Simone Morais*
Professor, PhD
REQUIMTE/LAQV-Instituto Superior de Engenharia, Instituto Politécnico do Porto
Porto, Portugal

RESUMO

A profissão de bombeiro envolve diversos riscos ocupacionais, incluindo desconforto térmico, trabalho física e mentalmente exigente, situações traumáticas, alteração do ritmo circadiano e exposição regular a vários poluentes nocivos para a saúde, que são libertados durante o combate a incêndios. Apesar do uso de equipamentos de proteção individual adequados e de medidas preventivas aplicadas, diferentes estudos epidemiológicos identificaram maior incidência de cancro e/ou risco de mortalidade entre bombeiros. A exposição ocupacional de bombeiros está associada a consequências a curto prazo nefastas para a saúde como a diminuição da função pulmonar e vascular, a alteração de parâmetros cardiovasculares, e a inflamação e sensibilização alérgica das vias respiratórias. A longo prazo, os efeitos prejudiciais podem incluir o desenvolvimento de doenças cardiorrespiratórias e cancro. É do conhecimento geral que os tratamentos com águas termais promovem a saúde e o bem-estar das pessoas a curto e mesmo a longo prazo. A medicina termal emprega as propriedades biológicas das águas termais, para tratar e reabilitar diversas patologias, como distúrbios reumáticos, dermatológicos, cardiovasculares e respiratórios. Uma das terapias complementares mais importantes no tratamento de distúrbios respiratórios é a inalação de águas termais ou de soluções salinas hipertónicas. Cada água termal possui um perfil físico-químico único, sendo a sua composição mineral, o fator que a direcionará para uma determinada aplicação terapêutica. Considerando os

* Simone Morais – REQUIMTE/LAQV, Instituto Superior de Engenharia do Porto, Instituto Politécnico do Porto, Rua Dr. António Bernardino de Almeida 431, 4249-015 Porto
email: sbm@isep.ipp.pt https://laqv.requimte.pt/people/541-simone_morais

benefícios que os tratamentos termais apresentam para a saúde respiratória da população em geral, urge a necessidade de apurar o potencial das águas termais para mitigar o risco das emissões dos incêndios na saúde respiratória dos bombeiros.

PALAVRAS-CHAVE: Saúde Ocupacional; Bombeiros; Riscos Ocupacionais; Doenças Respiratórias; Terapias Termais.

1. INTRODUÇÃO

O conceito de Saúde Ocupacional (SO) engloba, além da vigilância médica, uma abordagem relacionada com o controlo de elementos físicos, sociais e mentais, que possam afetar a saúde dos trabalhadores, ou seja, tem por propósito a prevenção e diagnóstico de doenças profissionais e a proteção e promoção da saúde no local de trabalho [1]. São várias as áreas de especialização envolvidas na Saúde Ocupacional, como por exemplo, a medicina, a enfermagem, a segurança, a higiene, a psicologia, a ergonomia, entre outras. Os principais objetivos da SO são: i) promover e manter elevados níveis de saúde e bem-estar físico, mental e social em todos os trabalhadores; ii) prevenir efeitos adversos na saúde dos profissionais, designadamente através de contínua vigilância da saúde; iii) proteger os trabalhadores de exposições ocupacionais suscetíveis de comprometer a sua saúde; iv) integrar os trabalhadores num ambiente de trabalho ajustado às suas necessidades físicas e mentais (adaptação do trabalho ao Homem). De salientar, que a SO trata-se de um direito consagrado na Lei de Bases da Saúde (Lei n.º 95/2019, de 4 de setembro), de que todos os trabalhadores devem beneficiar durante a sua vida profissional [2]. Apesar da enorme evolução e transformação do trabalho nas últimas décadas, muitos trabalhadores ainda se encontram expostos a riscos ocupacionais inadequados e/ou mesmo inaceitáveis, os quais podem constituir causas de acidentes de trabalho ou mesmo contribuir para o desenvolvimento de doenças ocupacionais. Deste modo, existe a necessidade da implementação efetiva e do fortalecimento dos serviços de segurança e saúde ocupacional [3]. De acordo com a Organização Internacional do Trabalho (OIT), ocorrem em todo o mundo anualmente, cerca de 270 milhões de acidentes de trabalho, e são declaradas cerca de 160 milhões de doenças profissionais, de que resulta a morte de 2 milhões de pessoas. Relativamente à União Europeia, a OIT estima que mais de 150000 trabalhadores morram todos os anos de doenças profissionais [4].

De acordo com a legislação, considera-se doença profissional, uma lesão corporal, perturbação funcional, ou doença que seja consequência necessária e direta da atividade exercida pelo trabalhador, e que não represente normal desgaste do organismo [5]. Por vezes, a causa das doenças profissionais é difícil de determinar, sendo que um fator que contribui para essa dificuldade é o período de latência, ou seja, o espaço de tempo que medeia a exposição e o aparecimento de sintomas, que muitas vezes, pode ser grande. Outros fatores, como a mudança de emprego, estilos de vida, ou características individuais do trabalhador (como o consumo de tabaco ou existência de doença respiratória base), aumentam ainda mais a dificuldade de interligar as exposições do local de trabalho a uma manifestação de doença [4]. Em Portugal, as doenças profissionais encontram-se listadas no Decreto Regulamentar 76/2007, de 17 de julho, e agrupadas em diferentes grupos, nomeadamente doenças provocadas por agentes químicos, doenças do aparelho respiratório, doenças cutâneas e outras, doenças provocadas por agentes

físicos, doenças infeciosas e parasitárias. Entre 2000 e 2016, de acordo com as estimativas conjuntas da Organização Mundial de Saúde (OMS) e da OIT, a maioria das mortes relacionadas com o trabalho foram associadas a doenças respiratórias e cardiovasculares [6]. As doenças profissionais respiratórias, são aquelas que foram desenvolvidas devido à inalação de partículas orgânicas, inorgânicas e sintéticas, vapores, gases ou agentes infeciosos, a que o profissional esteve exposto durante o período de trabalho. Podem apresentar-se sob a forma de doenças das vias aéreas superiores ou inferiores, dependendo da zona alvo. A título de exemplo, destacam-se algumas das doenças mais frequentemente reportadas: asma e bronquite ocupacional, doença por inalação aguda, pneumonites de hipersensibilidade, doenças infeciosas, pneumoconioses e doenças malignas. O desenvolvimento de uma doença ocupacional depende essencialmente de dois fatores: i) nível de poluição no ambiente de trabalho e duração da exposição do trabalhador; ii) suscetibilidade do individuo exposto ao poluente [7].

Existem alguns grupos ocupacionais onde os níveis diários de exposição dos trabalhadores a emissões poluentes são consideráveis, como por exemplo os bombeiros, os exploradores mineiros, e os operários de refinarias e metalúrgicas. No caso dos bombeiros, estes operacionais estão sujeitos a inúmeros riscos ocupacionais, nomeadamente desconforto térmico, esforço físico intenso, manuseamento de cargas, ruído, agentes biológicos, turnos prolongados e/ou noturnos (por vezes rotativos), stress/e exposição regular a vários poluentes libertados durante o combate a incêndios, os quais são nocivos à saúde humana [8].

Vários estudos associam a exposição ocupacional durante as atividades de combate a incêndios, ao desenvolvimento e/ou agravamento a curto prazo, de consequências negativas para a saúde, como por exemplo: cronodisrrupção, declínio das funções vascular e pulmonar, rigidez arterial, alteração de parâmetros cardiovasculares, inflamação, sensibilização alérgica das vias respiratórias e *burnout*. A longo prazo, os efeitos incluem o desenvolvimento de doenças cardiorrespiratórias e cancro [9-14]. Sempre que possível, as técnicas utilizadas para a vigilância da saúde ocupacional devem ser minimamente invasivas para os trabalhadores e adequadas à deteção de sinais precoces de doença ou outro fator que a possa desencadear. Nos dias de hoje, os ensaios de biomonitorização humana, permitem recolher dados preciosos para avaliar a exposição total de um indivíduo a um determinado xenobiótico, e identificar biomarcadores de exposição e de efeito que permitirão antecipar consequências nefastas na saúde, antes mesmo que os primeiros sintomas sejam percetíveis. Existem evidências já demonstradas, de níveis aumentados de diferentes biomarcadores de exposição e de efeito em bombeiros, após a atividades de combate a incêndios [15-18].

Atualmente, a comunidade científica tem procurado explorar metodologias e/ou procedimentos que visem a mitigação dos potenciais riscos da exposição ocupacional como bombeiro por forma a promover a saúde destes operacionais. É do conhecimento geral que os tratamentos com águas termais promovem a saúde e o bem-estar das pessoas a curto e mesmo a longo prazo [19]. Neste sentido, o presente trabalho caracteriza a capacidade do tratamento com águas termais para promover a saúde, visando o potencial da aplicação destes tratamentos na promoção da saúde respiratória dos bombeiros.

2. MATERIAIS E MÉTODOS

Realizou-se uma pesquisa bibliográfica nas bases de dados Scopus, Medline (PubMed) e Web of Science, com a combinação das seguintes palavras-chave: "Bombeiros", "Saúde Ocupacional", "Águas Termais", "Doenças Ocupacionais", "Terapias Termais", e "Doenças Respiratórias". Excluíram-se os resultados com as palavras "Rádon", "Covid-19" e "Legionella", bem como artigos anteriores ao ano 2000. Como estratégia complementar, foram também selecionados manuais que de algum modo faziam referência à temática da saúde ocupacional, riscos e acidentes de trabalho.

3. RISCOS PARA A SAÚDE OCUPACIONAL DO BOMBEIRO

Os riscos no ambiente laboral podem causar danos à saúde e à integridade física do trabalhador devido à sua natureza, suscetibilidade, intensidade, tempo de exposição e concentração [16]. A atividade ocupacional como bombeiro acarreta diversos riscos para a saúde dos operacionais, tais como risco de acidente (quedas e entorses, cortes, queimaduras, eletrocussões, esmagamento por objetos ou pessoas, asfixia e sufocamento, perda de visão, perda de audição, *etc.*) e riscos físicos (ruído, iluminação, vibrações, ambiente térmico e radiações ionizantes/não ionizantes), biológicos (vírus, bactérias, fungos, parasitas e germes), ergonómicos (esforços físicos intensos, manipulação de cargas, *etc.*) e psicossociais [21].

Os bombeiros estão frequentemente expostos a ambientes térmicos quentes, nos quais se podem atingir altos níveis de temperatura, prejudiciais para a sua saúde, por exemplo durante a atividade de combate aos incêndios. A exposição a estes ambientes, mesmo com o uso do equipamento de proteção individual adequado potência o desconforto térmico e a desidratação dos bombeiros. Os sintomas de exposição a ambientes térmicos quentes incluem o aumento da temperatura superficial da pele, aumento ligeiro da temperatura interna, sudação, mal-estar generalizado, tonturas e desmaios, esgotamento e em casos extremos pode mesmo levar à morte [22].

A nível fisiológico o *stress* provoca aumento da produção de aldosterona e cortisol, bem como de adrenalina e noradrenalina, o que pode implicar alterações no padrão de sono, na tensão arterial, na função imune e no metabolismo de proteínas, glicose e lípidos [23]. O *stress* ocupacional extremo e contínuo pode originar situações de *burnout*, ou seja, pode ocorrer uma perda gradual de emoções, motivação e empenho, surgindo também eventualmente sentimentos de desilusão, irritação, frustração e depressão [8].

O trabalho por turnos, potencia a cronodisrrupção que ocorre quando existem interrupções no ritmo circadiano do indivíduo. Alguns estudos defendem que a mortalidade dos trabalhadores afetos a turnos noturnos é superior à dos trabalhadores afetos apenas a turnos diurnos e regulares. Um sono adequado associa-se a uma melhor qualidade de vida, memória e humor, bem como a um sistema imune mais fortalecido, a um melhor nível de alerta e de reatividade. A Agência Internacional de Investigação para o Cancro (IARC) classificou o trabalho por turnos noturnos como um agente “provavelmente carcinogénico”, desde 2007, em função do desequilíbrio circadiano [8].

Os riscos químicos ocupacionais estão relacionados a toda e qualquer exposição do bombeiro a agentes químicos presentes no local de trabalho, quer seja em ambiente de quartel ou no teatro de operações. A exposição a poluentes por inalação, contato dérmico ou ingestão acarretam efeitos adversos para a saúde, podendo esses efeitos ocorrer ao nível local (ocorrem no ponto de contacto entre o agente químico e o organismo) ou sistémico (ocorrem noutros pontos do organismo, após os agentes químicos entrarem para a circulação sanguínea). A exposição por inalação e por contato dérmico é a mais predominante em bombeiros [24]. A exposição a agentes químicos pode causar diversos efeitos adversos na saúde a curto ou longo prazo, como queimaduras, perturbações cutâneas, encefalopatias, anemias, doenças oncológicas, fibroses do fígado e do baço, perturbações circulatórias, lesões pleurais, e diversas doenças respiratórias [22]. Vários estudos associam a exposição ocupacional durante as atividades de combate a incêndios, a consequências a curto prazo para a saúde dos bombeiros, como a diminuição da função pulmonar, a inflamação e a sensibilização alérgica das vias respiratórias [9-14]. O combate a incêndios aumenta também o risco de prevalência e incidência de doença pulmonar obstrutiva crónica e asma nos bombeiros [25]. Vários estudos revelaram que alguns bombeiros de Nova Iorque, expostos às poeiras e produtos secundários da combustão resultantes da queda das torres gémeas, apresentaram diminuição da função pulmonar. Observou-se ainda que a incidência de asma, bronquite, enfizema, e a rinossinusite crónica ficou aumentada [26, 27]. Em Portugal, num estudo nacional efetuado em 2007, concluiu-se que cerca de 12% dos bombeiros avaliados apresentaram um padrão espirométrico obstrutivo, ainda que 43% dos participantes também fossem tabagistas [28]. Noutro estudo, 44% dos entrevistados afirmou ter semiologia ou patologia respiratória. Os sintomas mais frequentemente mencionados foram a tosse com ou sem expetoração (23%), pieira (10%) e toracalgia (4%). As doenças mais frequentemente descritas foram a asma (4%), bronquite ou enfizema (3%). Após realização de provas de função respiratória, 17% dos participantes apresentavam alterações obstrutivas. Os investigadores concluíram que existia uma relação estatisticamente significativa entre as alterações obstrutivas e o número de anos como bombeiro [29].

4. ÁGUAS TERMAIS E BENEFÍCIOS PARA A SAÚDE RESPIRATÓRIA

A expressão “águas termais”, é aplicada a todas as águas minerais naturais (AMN) de origem subterrânea e que abastecem Termas, independentemente da sua temperatura na emergência, ainda que, do ponto de vista técnico-científico, a expressão se aplique apenas a águas que emergem a temperatura superior a 20 °C, ou a temperatura 4 °C acima da temperatura média do local. As AMN podem ser classificadas de acordo com diferentes critérios: temperatura, presença de gás, acidez e mineralização. De acordo com a temperatura na emergência, as águas minerais naturais podem ser classificadas como frias ou quentes (“caldas”), dependendo se emergem a temperaturas inferiores ou superiores a 25ºC, respetivamente. As águas quentes, podem ainda classificar-se em 3 categorias: hipotermais (emergem a temperaturas entre 25 a 35ºC), mesotermais (emergem a temperaturas entre 35 a 50ºC) e hipertermais (quando emergem a temperaturas superiores a 50ºC) [30]. Atendendo às características principais de mineralização e ao conteúdo natural em gás carbónico, as águas termais podem ser categorizadas como águas sulfúreas, bicarbonatadas, gasocarbónicas, cloretadas, hipossalinas ou sulfatadas [31]. Cada água termal possui um perfil físico-químico único, o qual depende da composição mineral das formações geológicas por onde passa, e que a direciona para uma determinada aplicação

terapêutica. As diferentes propriedades e/ou ações terapêuticas atribuídas às águas termais incluem: propriedades hidratantes, anti irritantes e reparadoras da barreira cutânea; propriedades antipruriginosas; propriedades anti-inflamatórias e imunomoduladoras; ação sobre a circulação sanguínea, cutânea e efeitos analgésicos; propriedades antioxidantes; propriedades bactericidas e antifúngicas; propriedades anti seborreicas; efeitos queratoplásticos/queratolíticos [32].

De entre as diversas aplicações terapêuticas das águas termais, podemos destacar a prevenção, tratamento e reabilitação de várias patologias, como as doenças músculo-esqueléticas, digestivas, cardiovasculares, dermatológicas e do aparelho respiratório. Existem vários tipos de técnicas termais, como a hidropínia (ingestão oral de AMN com periodicidade de acordo com a recomendação médica), as técnicas de banho, de duche, de vapor, os tratamentos das vias respiratórias e a otorrinolaringologia entre outras [33]. Os tratamentos de otorrinolaringologia/vias respiratórias visam a utilização da água termal para melhorar a mucosa do aparelho respiratório e auditivo ou interferir com as respetivas alterações funcionais existentes. As técnicas aplicadas variam muito, desde irrigações, duches nasais, gargarejos, duches faríngeos e/ou micronizados, nebulizações, aerossóis, vaporizações, inalações *etc*. [33]. A inalação de AMN constitui uma das terapias complementares mais importantes no tratamento de doenças respiratórias. Diversos estudos mostram evidências de que terapias com inalação de águas termais, melhoram os sintomas de diversas patologias do foro respiratório [34-37]. Um estudo efetuado em Itália com 231 crianças com infeções respiratórias recorrentes, demonstrou melhorias significativas após tratamento inalatório com águas termais, reportando a diminuição de sintomas como obstrução nasal, espirros, pingo, expetoração, tosse e ronco (respetivamente em 80,2%, 72,9%, 79,0%, 93,8%, 64,8% e 60,4%) [33]. Outro estudo realizado em 183 participantes adultos italianos que sofriam de patologias como rinite crónica, faringite e sinusite, demonstrou uma melhoria da totalidade dos sintomas após um tratamento de 12 dias com água termal sulfúrea; a persistência da melhoria dos sintomas foi confirmada na entrevista de acompanhamento um ano depois [35]. Outros autores, investigaram o efeito da inalação de água termal em crianças e adultos com rinossinusite crónica, tendo-se verificado uma melhoria significativa de alguns sintomas, nomeadamente a diminuição da obstrução nasal e secreções bem como a melhoria do olfato e diminuição da dor facial [36, 38]. Foi verificada também uma diminuição de marcadores de inflamação da mucosa nasal, uma diminuição da concentração sérica de Imunoglobulina E (IgE) e a melhoria da função mucociliar [36, 38]. Também no caso de indivíduos com rinite alérgica, a inaloterapia com água termal durante 15 dias, mostrou-se eficaz para reduzir significativamente os sintomas nasais dos pacientes. Adicionalmente, os participantes percecionaram uma maior permeabilidade nasal [40]. No caso de pacientes com doença pulmonar obstrutiva crónica, um estudo efetuado com 20 indivíduos, demonstrou que a inalação de água termal num tratamento de 12 dias reduziu o stress oxidativo nas vias aéreas dos participantes e melhorou o estado global de saúde. Foi constatado ainda, que o efeito antioxidante persistiu por até um mês após o término do período de tratamento [41]. Num outro estudo, autores italianos investigaram o efeito da terapia termal em 50 doentes com sinusite crônica, rinofaringite, bronquite e otite. A investigação corroborou o efeito anti-inflamatório da terapia, especialmente mediado por um aumento da citocina anti-inflamatória IL-10 (interleucina) e consequente regulação de atividades antioxidantes enzimáticas [42].

Em suma, são consensuais os benefícios que as terapias de águas termais podem acrescentar à saúde global da população em geral, nomeadamente no que concerne ao tratamento de

doenças respiratórias. Paralelamente, são várias as vertentes por explorar no âmbito da saúde ocupacional dos bombeiros, e, considerando as patologias respiratórias que acometem estes profissionais, as técnicas termais poderão possivelmente constituir uma terapia complementar, para tratar e prevenir as doenças respiratórias destes operacionais, aliviando os sintomas e estimulando o seu sistema imunológico. No entanto, são necessários trabalhos futuros, que visem apurar o potencial das águas termais para promover a saúde respiratória dos bombeiros, em particular após os períodos de combate aos grandes incêndios florestais que decorrem durante o verão.

FINANCIAMENTO
Este trabalho foi financiado pelo projeto PCIF/SSO/0017/2018 através da Fundação para a Ciência e Tecnologia e Ministério da Ciência, Tecnologia e Ensino Superior (FCT-MCTES) com fundos nacionais.

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho teve o suporte dos projetos UIDB/50006/2020, UIDP/50006/2020, LA/P/0008/2020, PCIF/SSO/0090/2019 e 2022.05381.PTDC através da FCT-MCTES. M. Oliveira e S. Lavandeira agradecem respetivamente ao Contrato de Programa Individual CEECIND/03666/2017 e à bolsa de doutoramento (2022.12979.BDANA) financiados pela Fundação para a Ciência e Tecnologia.

REFERÊNCIAS

[1] Pires, S., Martins V., Igrejas, G., Coelho J., Machado, A., Pereira, A., Nunes, S., *Manual de Boas Práticas de Segurança e Saúde no Trabalho Apícola - Uma abordagem para uma cultura de segurança no setor*. 2022, Bragança.

[2] Moreira, S.N., J. R., *Saúde Ocupacional: as vantagens para as empresas – Trabalhadores mais saudáveis, empresas com mais sucesso!* 2020, Direção-Geral da Saúde.

[3] Moreira, S., L. Vasconcelos, and C.S. Santos, *Sustainability of green jobs in Portugal: a methodological approach using occupational health indicators.* Journal of Occupational Health, 2017. 59(5): p. 374-384.

[4] IGAS, *Manual de Segurança e Saúde no Trabalho*

[5] *Decreto-Lei n.º 503/99, de 20 de novembro*. 1999, Diário da República n.º 271/1999, Série I-A de 1999-11-20, páginas 8241 - 8256. p. 8241 - 8256.

[6] ILO, W., *WHO/ILO Joint Estimates of the Work-related Burden of Disease and Injury, 2000–2016 - global monitoring report*.

[7] Correia, I.F., A. J.; Abreu, F.;, *Doenças Ocupacionais - 25 perguntas frequentes em Pneumologia* 2002 ed.

[8] Santos, M.A., A., *Principais riscos e fatores de risco ocupacionais associados aos bombeiros, eventuais doenças profissionais e medidas de proteção recomendadas*, in *Revista Portuguesa de Saúde Ocupacional*. 2016.

[9] Daniels, R.D., et al., *Exposure-response relationships for select cancer and non-cancer health outcomes in a cohort of US firefighters from San Francisco, Chicago and Philadelphia (1950-2009).* Occupational and Environmental Medicine, 2015. 72(10): p. 699-706.

[10] Gianniou, N., et al., *Prolonged occupational exposure leads to allergic airway sensitization and chronic airway and systemic inflammation in professional firefighters.* Respiratory Medicine, 2016. 118: p. 7-14.

[11] Hunter, A.L., et al., *Effect of wood smoke exposure on vascular function and thrombus formation in healthy fire fighters.* Particle and Fibre Toxicology, 2014. 11.

[12] Pukkala, E., et al., *Cancer incidence among firefighters: 45 years of follow-up in five Nordic countries.* Occup Environ Med, 2014. 71(6): p. 398-404.

[13] Soteriades, E.S., et al., *Cancer Incidence and Mortality in Firefighters: A State-of-the-Art Review and Meta-□Analysis.* Asian Pac J Cancer Prev, 2019. 20(11): p. 3221-3231.

[14] Soteriades, E.S., et al., *Cardiovascular Disease in US Firefighters A Systematic Review.* Cardiology in Review, 2011. 19(4): p. 202-215.

[15] Barros, B., M. Oliveira, and S. Morais, *Firefighters' occupational exposure: Contribution from biomarkers of effect to assess health risks.* Environment International, 2021. 156.

[16] Oliveira, M., et al., *Firefighters exposure to fire emissions: Impact on levels of biomarkers of exposure to polycyclic aromatic hydrocarbons and genotoxic/oxidative-effects.* Journal of Hazardous Materials, 2020. 383.

[17] Oliveira, M., et al., *Firefighters' exposure biomonitoring: Impact of firefighting activities on levels of urinary monohydroxyl metabolites.* International Journal of Hygiene and Environmental Health, 2016. 219(8): p. 857-866.

[18] Oliveira, M., et al., *Polycyclic aromatic hydrocarbons at fire stations: firefighters' exposure monitoring and biomonitoring, and assessment of the contribution to total internal dose.* Journal of Hazardous Materials, 2017. 323: p. 184-194.

[19] Zajac, D., *Inhalations with thermal waters in respiratory diseases.* Journal of Ethnopharmacology, 2021. 281

[20] Ferreira, A.P.G., M. T.; Erthal, R. M. C.; Girianelli, V. R.; Oliveira, M. H. B., *Literature review on working environment hazards relative to the working conditions and impact on workers' health.* Revista Brasileira de Medicina no Trabalho, 2018: p. 360-370.

[21] Lousa, A.R.B., *Identificação de Perigos e Avaliação de Riscos Profissionais de uma Oficina Automóve*. 2014.

[22] Sousa, J.S., C.; Pacheco, E.; Moura, M.; Araújo, M.; Fabela. S., *Acidentes de Trabalho e Doenças Profissionais em Portugal. Riscos Profissionais: Fatores e Desafios*. 2005.

[23] Marques, G., *Stress e enfrentamento em uma equipa de bombeiros*, in *Doutoramento em Ciências*. 2012, Universidade de S. Paulo, Escola de Enfermagem.

[24] Saúde, D.-G.d., *Guia Técnico n.º 2 - Vigilância da Saúde dos Trabalhadores Expostos a Agentes Químicos Cancerigenos, Mutagénicos, ou Tóxicos para a Reprodução*. 2018.

[25] Barbosa, J.V., et al., *The Effect of Fire Smoke Exposure on Firefighters' Lung Function: A Meta-Analysis.* Int J Environ Res Public Health, 2022. 19(24).

[26] Cho, S., et al., *One Airway: Biomarkers Of Protection From Upper And Lower Airway Injury After World Trade Center Exposure.* American Journal of Respiratory and Critical Care Medicine, 2014. 189.

[27] Niles, J.K., et al., *The Respiratory Pyramid: From Symptoms to Disease in World Trade Center Exposed Firefighters.* American Journal of Industrial Medicine, 2013. 56(8): p. 870-880.

[28] Almeida e al., Pulmonary function in Portuguese firefighters. 2007: Rev Port Pneumol. p. 349-64

[29]. Longo C. S e al, *Estudo da saúde do bombeiro Português - avaliação do impacto respiratório em corpos de primeira intervenção de combate a incêndios*. 2008, Sociedade Portuguesa de Pneumologia. Congresso de Pneumologia.

[30] Gomes, C.S.F., *Termalismo e Termas*, in *Revista de Ciência Elementar*. 2022.

[31] Cantista, A.P.P., *O Termalismo em Portugal - Anales de hidrología médica*. Vol. 3. 2008-2010. p. 79-107.

[32] Faílde, e al., Afecciones dermatológicas y cosmética dermotermal, in Técnicas y Tecnologías en Hidrología Médica e Hidroterapia. 2006, Agencia de Evaluación de Tecnologías Sanitarias – AETS. p. 175-194

[33] Portugal, A.d.T.d., *Manual de Boas Práticas do Estabelecimentos Termais*. 2009.

[34] Ciprandi, G., M. Cristofolini, and E. Mira, *Comano thermal water inhalations in the treatment of allergic rhinitis: preliminary results.* Eur Ann Allergy Clin Immunol, 2016. 48(6): p. 220-223.

[35] Franz, L., et al., *Sulfurous-arsenical-ferruginous thermal water nasal inhalation and irrigation in children with recurrent upper respiratory tract infections: Clinical outcomes and predictive factors.* Am J Otolaryngol, 2021. 42(6): p. 103083.

[36] Neri, M., et al., *Gene and protein expression of CXCR4 in adult and elderly patients with chronic rhinitis, pharyngitis or sinusitis undergoing thermal water nasal inhalations.* Immun Ageing, 2018. 15: p. 10.

[37] Passariello, A., et al., *Crenotherapy modulates the expression of proinflammatory cytokines and immunoregulatory peptides in nasal secretions of children with chronic rhinosinusitis.* Am J Rhinol Allergy, 2012. 26(1): p. e15-9.

[38] Varricchio, A., et al., *Salso-sulphide thermal water in the prevention of recurrent respiratory infections in children.* Int J Immunopathol Pharmacol, 2013. 26(4): p. 941-52.

[39] Salami, A., et al., *Sulphurous thermal water inhalations in the treatment of chronic rhinosinusitis.* Rhinology, 2010. 48(1): p. 71-6.

[40] Ciprandi, G., M. Cristofolini, and E. Mira, *Comano thermal water inhalations in the treatment of allergic rhinitis: preliminary results*. Eur Ann Allergy Clin Immunol, 2016. 48(6): p. 220-223

[41] Contoli, M., et al., *Reducing agents decrease the oxidative burst and improve clinical outcomes in COPD patients: a randomised controlled trial on the effects of sulphurous thermal water inhalation*. ScientificWorldJournal, 2013: p. 927835.

[42] Prandelli, C., et al., *Sulphurous thermal water increases the release of the anti-inflammatory cytokine IL-10 and modulates antioxidant enzyme activity*. Int J Immunopathol Pharmacol, 2013. 26(3): p. 633-46.

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

AVALIAÇÃO DA DURABILIDADE DO UHPC APÓS EXPOSIÇÃO A TEMPERATURAS ELEVADAS

Ana Rodrigues
Bolseira
ISEC/IPC - Coimbra

Hugo Costa
Professor
CERIS, ISEC/IPC - Coimbra

Ricardo Carmo
Professor
CERIS, ISEC/IPC - Coimbra

António Correia *
Professor
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

SUMÁRIO

A sustentabilidade na construção é um tema atualmente muito debatido e estudado, devido à enorme necessidade de desenvolver soluções construtivas eco-eficientes. O cimento Portland é o material mais utilizado na construção, mas a sua produção implica a libertação de uma quantidade enorme de gases com efeito de estufa para a atmosfera, em média cerca de 850 kg de CO_2 por tonelada de cimento. Por isso, a diminuição do teor de cimento nas misturas de betão tem sido o foco de muitos estudos dedicados ao desenvolvimento de soluções mais sustentáveis. Esse objetivo pode ser atingido através da otimização das misturas, usando a adição de diferentes materiais cimentícios (SCMs) como substitutos parciais do cimento, tais como a sílica de fumo, a cinza volante e escórias de alto forno, entre outros. Os betões de ultra-elevado desempenho (UPHC) são cada vez mais usados na construção como resposta aos desafios estruturais cada vez mais exigentes; todavia, a sua produção implica o consumo de enormes quantidades de cimento [1]. Este trabalho tem como principal objetivo caracterizar UHPCs eco-eficientes, no que respeita ao desempenho em termos de durabilidade, após exposição a elevadas temperaturas.

PALAVRAS-CHAVE

UHPC; Eco-eficiência; Durabilidade; Elevadas temperaturas; Cloretos; Carbonatação.

1. INTRODUÇÃO

O betão de ultra-elevado desempenho (UHPC) é uma solução relativamente recente, caracterizada por ter uma matriz cimentícia ultra-densa e compacta, resultando consequentemente numa melhoria significativa do seu desempenho mecânico e em termos de durabilidade, relativamente aos betões correntes. Até um passado relativamente recente, os betões eram formulados quase unicamente com ligante de cimento Portland e sílica de fumo.

* Corresponding author – Instituto Politécnico de Coimbra, Coimbra, Portugal email: antonio.correia@isec.pt

Contudo, devido à necessidade de melhorar a sustentabilidade dos materiais cimentícios, atualmente já é mais usual utilizarem-se dosagens de cimento mais reduzidas tanto na produção de betões correntes como especiais, usando uma estratégia baseada na substituição parcial do cimento por materiais cimentícios suplementares (SCMs) e na densificação da matriz. A introdução destes materiais, além de promover a obtenção de soluções mais económicas e sustentáveis do ponto de vista ambiental, permite também melhorar as características dos betões, tanto no estado fresco, como no estado endurecido. Por outro lado, para responder à baixa resistência do betão à tração e à flexão, é absolutamente fundamental incorporar fibras de reforço nas misturas dos UHPC, permitindo assim aumentar a resistência e a ductilidade.

Os UHPC são caracterizados por terem uma microestrutura muito compacta, uma baixa relação água/ligante e uma porosidade reduzida, fatores muito relevantes para o aumento da durabilidade, mas, por outro lado, podem representar uma vulnerabilidade em situações de exposição a temperaturas elevadas. Apesar de existirem alguns estudos sobre o comportamento dos UHPC sujeitos a temperaturas elevadas, estes focam-se essencialmente na suscetibilidade à ocorrência de *spalling* e na caracterização das resistências mecânicas após a exposição [2]. Neste estudo, o foco é analisar comportamento do UHPC em termos de durabilidade após exposição a temperaturas elevadas, para simular os cenários semelhantes aos que ocorrem durante um incêndio, pois sabe-se que nestas situações há tendência para ocorrência de fendilhação, apesar do reforço com fibras, o que prejudica não só a sua resistência mecânica, mas também a sua durabilidade [3].

2. PROGRAMA EXPERIMENTAL

2.1 Materiais

Com base em estudos e formulações realizados anteriormente, foram selecionados os materiais descritos a seguir, tendo sido adotada uma composição conforme definido na tabela 1.

Tabela 1 – Massa volúmica dos materiais.

	Constituintes	Massa volúmica [kg/dm^3]
Pós	Cim. CEM I 52.5R	3.14
	Fíler calcário	2.70
	Cinza volante	2.35
Agregados	Areia fina 0/1 mm	2.63
	Areia média 2/4 mm	2.63
Fibras	SmF 13/0.16	7.85
	PMF 25/0.4	0.92

Esta composição é constituída por: CEM I 52.5R e fíller calcário, combinado com cinza volante; areias de quartzo (areia fina 0/1 mm, combinada com areia média 2/4 mm, esta última com 20%

de proporção de agregados); água da rede pública; superplastificante à base de polímeros PAE; dois tipos de fibras (microfibras de aço - SmF 13/0,16 mm e macrofibras poliméricas híbridas - PMF 25/0,4 mm).

2.2 Formulação

Por forma a garantir as características de resistência mecânica desejadas ($f_{cm,28}$ > 150 MPa) para os UHPC tradicionais, é necessário um teor de cimento relativamente elevado, de valor igual ou superior a 1000 kg/m^3. A introdução de materiais cimentícios suplementares (SCM) permite reduzir a quantidade de cimento incorporada nas misturas. A utilização de adições é bastante vantajosa do ponto de vista ambiental e económico, uma vez que, não só permite um reaproveitamento de resíduos provenientes de outras indústrias, como também permite a redução de emissões de gases nocivos associados à produção de cimento Portland, sem comprometer significativamente a qualidade e o desempenho dos betões. A estratégia de formulação do UHPC base, e soluções alternativas variando o tipo de fibras, foi definida atendendo à literatura e focada no desenvolvimento de soluções eco-UHPC. O teor de cimento foi fixado em 600 kg/m^3 e o teor de pó da matriz em 1000 kg/m^3, ambos os valores menores do que os tradicionalmente aplicados. Para os 400 kg/m^3 de pó complementar da matriz ligante considerou-se uma mistura de filler de calcário com cinza volante. A relação água/cimento (A/C) foi fixada em 0,35 de forma a garantir uma boa hidratação das partículas de cimento, promover uma fluidez consideravelmente alta do betão sem necessidade de uma proporção exagerada de superplastificante e, também com o intuito de prevenir retrações elevadas. Na primeira mistura, Msf, utilizaram-se as microfibras de aço numa proporção de 2% vol. Para a mistura Mfh, procedeu-se à incorporação híbrida de microfibras metálicas (1,5% vol.) e macro-fibras poliméricas (1,0% vol).

Tabela 2 – Composição e propriedades no estado fresco.

Constituintes/	Misturas	
Propriedades	Msf	Mfh
CEM I52.5R	600.0	600.0
Fíler calcário	150.0	150.0
Cinza volante	250.0	250.0
Água	210.0	210.0
Superplastificante	25.2	25.2
SmF 13/0.16	157.0	117.8
PMF 25/0.4		9.2
Areia média 2/4	199.3	194.0
Areia fina 0/1	797.0	776.0
Teor de ar [%]	2.0	2.4
Espalhamento [cm]	29.0	24.0
Massa volúmica [kg/dm^3]	2396	2350

A formulação e as propriedades das misturas no estado fresco, nomeadamente, teor de ar, espalhamento (SF-slump-flow) e massa volúmica e estão apresentadas na Tabela 2.

2.3 Coeficiente de penetração de iões cloreto

A resistência de um material à penetração dos iões cloreto pode ser avaliada através do coeficiente de difusão dos cloretos, sendo a resistência tanto maior quanto menor for este coeficiente. Este coeficiente pode ser obtido através do ensaio de migração de cloretos em regime não estacionário, realizado de acordo com a especificação do LNEC E463 (2004), sendo esta, por sua vez, baseada no método descrito na norma NT Build 492 (1999). Na Figura 1 estão representadas as células na realização do ensaio e na Figura 2 é identificada a frente de migração dos iões cloreto num dos provetes ensaiados.

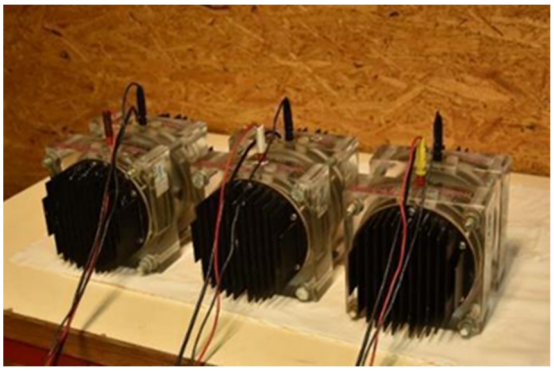


Figura 1 - Sistema de ensaio de migração de cloretos em regime não estacionário.

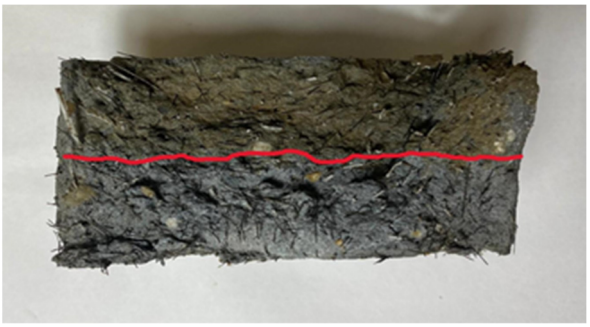


Figura 2 - Profundidade de penetração dos cloretos.

2.4 Resistência à carbonatação

A carbonatação do betão constitui um dos principais fenómenos de degradação nas estruturas de betão. O ensaio de carbonatação acelerada consiste na exposição dos provetes, durante um período estabelecido, numa câmara de carbonatação acelerada, ou seja, num ambiente com

elevada concentração de CO_2. Na Figura 3 está representada a câmara de carbonatação acelerada assim como um provete usado para determinar a profundidade de carbonatação.



Figura 3 - Ensaio de carbonatação: a) câmara de carbonatação acelerada; b) visualização da profundidade de carbonatação.

3. APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DE RESULTADOS

A Figura 4 mostra a aparência dos provetes, ensaiados à penetração de cloretos, após a exposição a diferentes patamares de temperatura (200ºC, 300ºC, 400ºC e 500ºC).

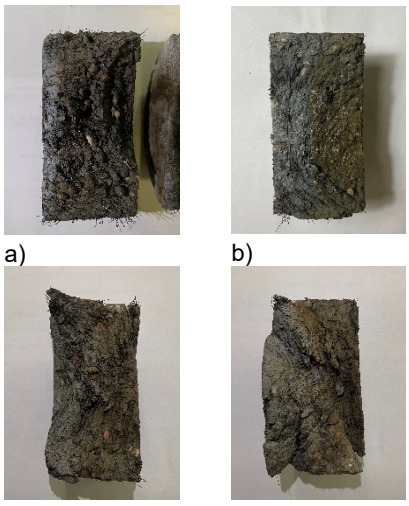


Figura 4 - Provetes de ensaio à migração de cloretos em regime não-estacionário: a) após exposição a 200ºC; b) após exposição a 300ºC; c) após exposição a 400ºC; d) após exposição a 500ºC.

O protocolo de exposição foi efetuado com uma rampa de aquecimento em mufla de laboratório, com uma taxa de 3 a 5 ºC/min, seguida de patamar de 20 min à temperatura alvo. Os resultados obtidos no ensaio de cloretos para as misturas em estudo são apresentados na Figura 5. É possível verificar de forma muito evidente que o aumento da temperatura de exposição, aumenta a profundidade de penetração de cloretos, em ambas as misturas. Para a mistura que integra unicamente microfibras metálicas, Msf, regista-se um aumento significativo do coeficiente de penetração de cloretos até aos 400ºC, depois há uma aparente estabilização do coeficiente entre os 400ºC e 500ºC. Salienta-se que para a mistura com uma combinação híbrida de fibras, Mhf, não se observou a estabilização anterior, sendo que o coeficiente de migração dos cloretos continua a aumentar com o aumento da temperatura de exposição. Estabeleceu-se o limite de 500ºC pois, acima desta temperatura, há uma perda de resistência significativa. Por outro lado, os provetes sofrem spalling para temperaturas iguais ou superiores a 500ºC, fenómeno descrito mais à frente.

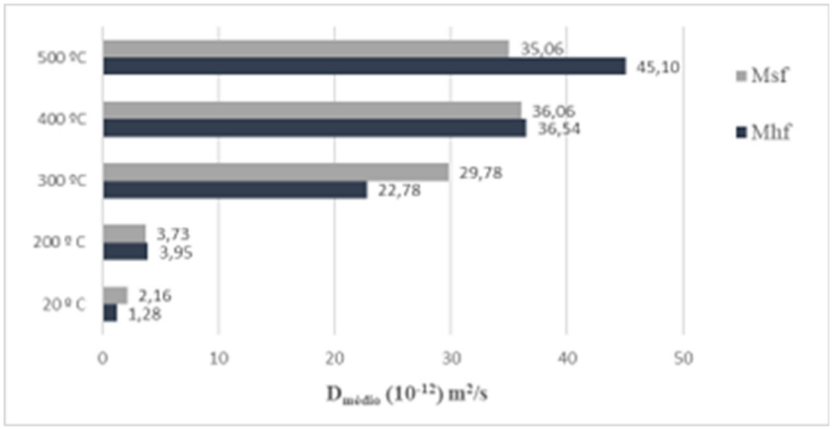


Figura 5 - Coeficiente de migração dos cloretos aos 28 dias de idade, considerando a variação do tipo de fibras.

Após a exposição dos provetes aos vários níveis de temperatura, identificados anteriormente, os mesmos provetes foram expostos a um ambiente de carbonatação acelerada. Na Figura 6 apresentam-se alguns provetes ensaiados e cortados para identificação da profundidade de carbonatação.

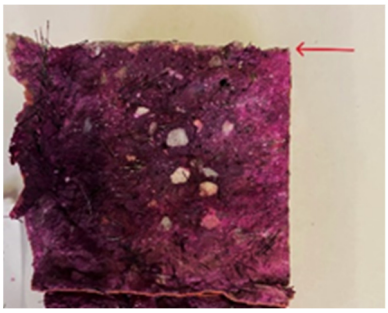


Figura 6 - Provetes de ensaio à carbonatação acelerada, frente profundidade de carbonatação.

A exposição a elevadas temperaturas influenciou a capacidade de resistência do betão à penetração de CO2. Apesar de os valores de profundidade de penetração serem bastante reduzidos, como podemos ver na Tabela 3, quando comparados com os valores obtidos para betões expostos apenas à temperatura ambiente (cerca de 20ºC), onde a penetração é inexistente, pode identificar-se que há a influência da exposição a temperaturas elevadas. Os resultados obtidos no ensaio de carbonatação acelerada, para as misturas Msf e Mhf, em termos de profundidade de carbonatação, e após exposição a vários níveis de temperatura, são apresentados nas Tabela 3 e Tabela 4.

Tabela 3 – Profundidade de carbonatação após tratamento térmico e exposição a carbonatação acelerada durante 28 dias (mm).

	C28dias			
	20ºC	200ºC	400ºC	600ºC
Msf	0,0	0,0	0,5	2,0
	0,0	0,0	0,0	1,0
Mhf	0,0	0,0	0,5	1,0
	0,0	0,0	0,5	2,0

Tabela 4 – Profundidade de carbonatação após tratamento térmico e exposição a carbonatação acelerada durante 56 dias (mm).

	C56dias			
	20ºC	200ºC	400ºC	600ºC
Msf	0,0	0,0	0,5	3,0
	0,0	0,0	0,0	4,0
Mhf	0,0	0,0	0,5	2,0
	0,0	0,0	0,0	3,0

Pode-se ainda referir que no processo de aquecimento de alguns provetes houve roturas prematuras fortemente explosivas, acima de 500ºC. Uma das causas possíveis foi a utilização, nestes casos, de uma elevada taxa de aumento da temperatura na fase ascendente. Contudo, tendo em conta igual ocorrência para uma taxa mais baixa, e como referido na literatura [4], a transformação do quartzo a temperaturas entre os 550 e os 600ºC é acompanhada de um aumento de volume, que resulta no aparecimento de fendas. A possível utilização de uma fração mais grossa de areia média de quartzo, 2/4mm, pode ter precipitado este tipo de ocorrência, pois a mesma não ocorre habitualmente para formulações de UHPC apenas com areia fina 0/1mm. Para atenuar este problema, optou-se por utilizar um processo de aquecimento mais lento, de 3 a 5ºC/min, mais adequado à dimensão dos provetes usados, pois deste modo evita-se que existam grandes diferenciais de temperatura entre o interior e o exterior dos provetes nas fases de aquecimento e arrefecimento.

4. CONCLUSÕES

O estudo foca-se na análise do desempenho de eco-UHPC, com diferentes tipos de solução de fibras de reforço, em termos de durabilidade, em particular quanto à resistência à penetração de cloretos e à resistência à carbonatação, após a sua exposição a diferentes patamares de temperaturas (dos 20 aos 500ºC).

A fendilhação e micro-fendilhação que ocorre após a exposição a temperaturas superiores a 200ºC é um fator determinante que prejudica não só as propriedades mecânicas dos betões, mas também a durabilidade dos mesmos.

Apesar da microestrutura compacta, da baixa relação água/ligante e da porosidade reduzida, que contribuem positivamente para a durabilidade dos eco-UHPC à temperatura ambiente, estas características são fortemente influenciadas pela exposição a elevadas temperaturas. Assim, verifica-se uma elevada redução no desempenho de durabilidade dos eco-UHPC após exposição a temperaturas elevadas, em particular na resistência à penetração de cloretos e principalmente acima de 200ºC de exposição. A matriz compacta e pouco porosa dificulta a saída da água que está no interior do betão e que tem tendência a sair quando exposta a temperaturas elevadas. Este facto contribui para o aumento da pressão interna e para o aumento da fendilhação, diminuindo assim a resistência à carbonatação, mas principalmente à penetração dos iões cloreto. Para os eco-UHPC desenvolvidos, a exposição a um aumento de temperatura de 20 para 200ºC diminui em cerca de 50% a resistência à migração dos cloretos, sendo a redução de cerca de 10 vezes quando a exposição muda de 200 para 400 ºC.

REFERÊNCIAS

[1] Ullah, R. et al. (2022) “Ultra-High-Performance Concrete (UHPC): A State-of-the-Art Review.” Materials 2022, 15, 4131. https:// doi.org/10.3390/ma15124131
[2] Robalo, K et al. (2022) “Post-cooling Properties of Ultra-high Durability Concrete Exposed to High Temperatures.”, Proceedings of the fib Symposium 2021, Concrete Structures: New Trends for Eco-Efficiency and Performance, Lisbon, 14-16 june 2021
[3] Liang, X. et al (2018) “Development of ultra-high performance concrete with high fire resistance.” Construction and Building Materials 179 (2018) 400–412. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.241
[4] Biró, A. et al (2021) “Classification of aggregates for fire.” Construction and Building Materials 266 (2021) 121024. https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.121024
[5] Relatório Interno do Projeto “PRE-SHELL - Prefabricated Ultra Thin Concrete Shells”. ANI, Portugal.

PROPRIEDADES MECÂNICAS DE BETÕES DE ULTRA-ELEVADO DESEMPENHO (UHPC) APÓS EXPOSIÇÃO A ELEVADAS TEMPERATURAS

Tiago Rodrigues
Bolseiro
ISEC/IPC - Coimbra

Ricardo Carmo
Professor
CERIS, ISEC/IPC - Coimbra

Hugo Costa
Professor
CERIS, ISEC/IPC - Coimbra

António Correia *
Professor
SUScita, ISEC/IPC - Coimbra

SUMÁRIO

Os incêndios podem ter causas naturais ou humanas, e podem provocar danos severos em todo o tipo de edifícios. O calor produzido durante um incêndio é normalmente muito elevado, originando consequentemente o aumento da temperatura nos elementos estruturais. Isso pode afetar a capacidade resistente da estrutura e nos casos extremos pode causar o colapso total ou parcial do edifício. Após o incêndio, as estruturas dos edifícios terão de ser devidamente inspecionadas para avaliar a sua integridade, identificar os elementos mais afetados e, dependendo da intensidade do incêndio, a estrutura terá de ser reabilitada ou reforçada para que cumpra novamente os requisitos necessários para voltar a ser utilizada. Neste contexto, constata-se que é importante conhecer o comportamento dos elementos estruturais após um incêndio, nomeadamente a perda de resistência a determinadas temperaturas e as condições de rotura. No geral, o betão é um material inerte, quando exposto a temperaturas elevadas apresenta melhor desempenho que outros materiais usados na construção, como a madeira ou aço, devido à baixa condutividade térmica e ao facto de não ser inflamável. Os betões de elevado desempenho sujeitos a elevadas temperaturas sofrem do risco de *spalling*, devido à baixa porosidade. Para minimizar este risco de *spalling* a matriz cimentícia pode ser reforçada com microfibras poliméricas. Neste trabalho é apresentado um estudo sobre a resistência mecânica de um *Ultra High-Performance Fiber-Reinforced Concrete* (UHPFRC), após exposição às temperaturas de 300, 500 e 700ºC, comparando os resultados com o desempenho à temperatura ambiente.

Palavras-chave: UHPFRC, temperaturas elevadas, propriedades mecânicas, reforço com fibras.

* Corresponding author – Instituto Politécnico de Coimbra, Coimbra, Portugal email: antonio.correia@isec.pt

1. INTRODUÇÃO

Betões de elevado desempenho, como os UHPFRC, são betões caracterizados pela elevada resistência mecânica e durabilidade comparativamente aos betões convencionais. Os UHPFRC apresentam resistências na ordem dos 130 MPa aos 28 dias de idade [1]. Estas capacidades resistentes são obtidas através do refinamento da microestrutura cimentícia, resultando em matrizes com densidades elevadas e com baixos rácios água-cimento (A/C < 0.25). Nos últimos anos tem havido um aumento da procura e do uso de betões com elevadas resistências, pois permitem a construção de elementos mais esbeltos e mais resistentes que os elementos construídos com betões convencionais. Isto traz vantagens do ponto de vista estético, podem ser construídos elementos com maiores vãos e com menores secções, e do ponto de vista estrutural, por exemplo, podem ser usados nas zonas tracionadas de tabuleiros de pontes, reduzindo a secção total e a área de aço necessária.

O estudo do comportamento dos betões ao fogo é um assunto complicado devido à heterogeneidade de materiais existente na sua composição. Os materiais têm diferentes características, nomeadamente, diferentes coeficientes térmicos e isso afeta o comportamento do betão quando exposto a temperaturas elevadas. A porosidade e a humidade dos betões também são fatores importantes a ter em consideração [2, 3].

Apesar do betão ser um material não combustível e com uma baixa condutividade térmica [4, 5], as suas propriedades são alteradas quando exposto a elevadas temperaturas, levando a perdas de resistência e de durabilidade. Quando os danos nos elementos estruturais são severos, a sua capacidade resistente diminui e isso pode originar o colapso da estrutura, pondo em causa vidas humanas. Por esta razão, é importante ter um conhecimento aprofundado dos materiais a utilizar na construção e do seu comportamento face a diversas situações de desastre.

O betão, quando sujeito a altas temperaturas, sofre alterações físicas como expansão, perda de massa e fendilhação [6][7], mas há também alteração das suas características químicas, devido à evaporação da água, desidratação da matriz ou reações de decomposição de elementos [5]. O uso de microfibras no betão influencia a forma como este se comporta e a sua incorporação pode ser vantajosa em caso de incêndio. A utilização de microfibras metálicas aumenta resistência do betão à tração, podendo ajudar a prevenir a expansão e a controlar a fendilhação. Como os UHPFRC têm uma microfendilhação elevada, devido à alta densidade da matriz, o uso deste tipo de fibras pode ser útil.

Convém recordar que a exposição a altas temperaturas faz com que a humidade existente no betão se transforme em vapor de água. As matrizes mais densas não permitem que este vapor de água escape com facilidade, provocando um aumento da pressão interna na matriz, que acaba por originar uma libertação explosiva de pressão originando o *spalling*.

As fibras poliméricas, quando sujeitas a temperaturas na ordem dos 150ºC, derretem, criando uma rede interna de espaços, aumentado a porosidade, o que permite o alívio da pressão interna, diminuindo assim o risco de *spalling* do betão [8][9][10]. Até uma temperatura de 400-500ºC, este aumento dos poros da matriz é vantajoso para o betão. Para temperaturas mais elevadas as

fibras incendeiam-se. Estes poros criados pela desintegração das fibras tornam-se um problema para a resistência mecânica do betão [11].

Na bibliografia encontram-se descrições de que o betão até uma certa temperatura pode apresentar um ganho de resistência [10][12][13], tendo uma queda significativa após atingir um certo patamar de temperatura. Este valor não é certo, devido à heterogeneidade do betão e dos seus materiais constituintes, e devido à enorme variedade de composições existentes, mas deverá ser inferior a 300ºC.

O objetivo deste trabalho é avaliar as resistências mecânicas (compressão e tração por flexão) de uma mistura UHPFRC à temperatura ambiente, e comparar com as resistências após a exposição do betão a temperaturas de 300, 500 e 700ºC.

2. CASOS DE ESTUDO

Serrano, R et.al [14] estudou a resistência ao fogo de betões reforçados com fibras metálicas e de polipropileno, a uma temperatura máxima de 400ºC. Este estudo vem comprovar os problemas da perda de resistência e da expansão gerada em estruturas de betão armado quando sujeito a temperaturas elevadas, neste caso em particular a temperatura máxima foi de 400ºC. O betão, quando sujeito a variações de temperatura de 20 a 400ºC, perde cerca de 75% do seu módulo de elasticidade longitudinal, e 15% da resistência à compressão. O uso das fibras metálicas permite controlar a abertura e propagação de fendas, e melhora a ductilidade devido ao efeito das fibras na resistência residual de tração. As fibras de polipropileno reduzem a permeabilidade e a capilaridade do betão, e também influenciam a abertura e propagação de fendas. Como o ponto de fusão destas fibras está entre 80 e 130ºC, estas fibras ajudam a libertar o vapor de água e, consequentemente, a diminuir a pressão interna. Neste estudo concluiu-se que as fibras influenciam a resistência dos betões e que têm efeitos na matriz quando sujeitos a elevadas temperaturas. O ensaio realizado foi um ensaio de calor direto no provete, expondo este a chamas durante 1h, considerando um poder calorífico (40 kg de madeira por m^2) equivalente ao valor mediano do poder calorífico de um edifício em chamas. Também se verifica que o betão reforçado com fibras tem um arrefecimento mais lento da matriz, quando comparado com um betão convencional sem reforço de fibras. A resistência à compressão do betão reforçado com fibras, quando sujeito a uma temperatura de 400ºC, é superior à de um betão não reforçado, apesar da sua ductilidade diminuir.

Lee, J.-H, Sohn, Y.-S, & Lee, S.-H [15] investigaram a resistência ao fogo de pilares de ultraelevada resistência reforçados com uma solução híbrida de fibras (polipropileno, nylon e metálicas) e com diferentes rácios de quantidades de fibras. Estes pilares foram produzidos com betões com resistências à compressão de 120 a 200 MPa. Foram realizados ensaios com pilares de pequena dimensão e à escala real. Como estes betões são de elevada densidade verificou-se à ocorrência de *spalling*. Os resultados dos testes mostram que o reforço da matriz só com um tipo de fibra no betão de ultraelevada resistência não causa qualquer efeito no fenómeno de *spalling*. A combinação híbrida de fibras de 0,4 % de polipropileno e 0,5% de metálicas já apresenta uma boa resposta ao *spalling*. Estes betões tinham uma resistência à compressão entre os 120 e 150 MPa. Para resistências à compressão superiores, o *spalling* é atenuado

usando uma combinação híbrida de fibras que incluem fibras de polipropileno (0,2%), nylon (0,2%) e metálicas (0,5%). Relativamente à resistência, no ensaio realizado com colunas de pequena dimensão, verificou-se que, após o ensaio de incêndio, a resistência à compressão residual foi só 20-25% relativamente à resistência obtida antes do ensaio ao incêndio. Concluiu-se que as fibras metálicas têm um efeito preponderante na resistência à tração, mesmo quando sujeitas a altas temperaturas, diminuindo o risco de *spalling* e ajudando a controlar da fendilhação. A influência das fibras poliméricas está muito dependente do seu diâmetro e do seu ponto de fusão.

3. DESCRIÇÃO DO PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1 Método de ensaio

Para realizar os ensaios previstos, de forma a determinar a resistência à tração por flexão e a resistência à compressão, aos 28 dias de idade de cura após betonagem, foram produzidos provetes prismáticos de 4x4x16cm^3 e provetes cúbicos de 5x5x5cm^3. Numa primeira fase, os provetes foram ensaiados à temperatura ambiente de 20ºC, para serem usados como referência. Os restantes provetes foram expostos às temperaturas de 300, 500 e 700ºC, durante 20 minutos, com rampas de aquecimento médio de 5ºC/min. A exposição a temperatura elevadas foi realizada numa mufla elétrica. Para reduzir a humidade da matriz e assim diminuir a probabilidade de ocorrência de *spalling*, os provetes foram previamente colocados numa estufa durante 24h a 45ºC.

3.2 Formulação da mistura

A mistura utilizada na produção dos provetes foi uma mistura de um betão eco-eficiente UHPFRC, com uma solução híbrida de fibras metálicas (1.5%) e poliméricas (1.0%). A composição e as quantidades para a produção de 1 m^3 de UHPFRC estão apresentadas na Tabela 1.

Tabela 1 - Constituintes da mistura

Constituintes	Tipo	Quantidade (kg/m^3)
Cimento (CEM)	I 52,5R	600,0
Cinza Volante (FA)		250,0
Filler calcário (LF)		150,0
Água		210,0
Superplastificante	GS526	25,2
Microfibra metálica	=L13/.16	117,8
Microfibra polimérica		9,2
Agregado grosso	4/8mm	194,0
Areia fino	0/1mm	776,0

4. DISCUSSÃO DE RESULTADOS

4.1 Provetes após exposição a altas temperaturas

Após a exposição às temperaturas definidas os provetes foram inspecionados visualmente, e é notório os danos causados. Na Figura 1, quando exposto a 300ºC, observa-se alguns danos na superfície do provete, nomeadamente, o aparecimento de manchas, devido à descoloração do betão, e o aparecimento de microfendas em todo o provete, mas particularmente concentradas junto às manchas. Estas manchas são originadas pela fusão das fibras poliméricas na face do provete, que derreteram para o exterior. As microfibras poliméricas foram derretidas quando expostas a esta temperatura, por isso é possível observar na face dos provetes pequenas bolhas de material polimérico endurecido, após arrefecimento.



Figura 1 - Provete prismático e cúbico após exposição a 300ºC.

Na Figura 2 estão os provetes expostos a uma temperatura de 500ºC. Não apresentam grande diferença visual relativamente aos provetes expostos a 300ºC, a maior diferença a salientar é o desaparecimento das manchas previamente mencionadas com a incineração das fibras poliméricas.



Figura 2 - Provete prismático e cúbico após exposição a 500ºC.

A incineração destas fibras deixa os poros vazios na matriz do betão. Deve-se também referir que algumas fendas aumentaram a sua dimensão. Também se observou que as microfibras metálicas ainda se encontram na matriz do betão e intactas, comprovando os resultados de estudos prévios.

Na Figura 3 são apresentados os provetes após exposição a 700ºC. Observa-se que os danos nos provetes são maiores, a fendilhação é maior e mais visível em todo o provete. A esta temperatura verifica-se que fibras metálicas foram incineradas, deixando de ter qualquer efeito na resistência mecânica do betão, como se demonstrará mais à frente. É também observável, na Figura 4, a coloração roseada/avermelhada dos agregados de maiores dimensões. Esta coloração é explicada com a presença de elementos de ferro que desidratam ou oxigenam nestas temperaturas e está associada à perda da resistência à compressão do betão [16].



Figura 3 - Provete prismático e cúbico após exposição a 700ºC.



Figura 4 – Provete cúbico após exposição a 700ºC e após a realização do ensaio de resistência à compressão.

4.2 Propriedades mecânicas após exposição

4.2.1 Resistência à compressão

Na Figura 5 é apresentado um resumo das resistências médias à compressão após exposição a temperaturas elevadas. Verifica-se que o UHPFRC desenvolvido tem, aos 28 dias de idade e à temperatura ambiente, uma resistência à compressão de 120 MPa. Após exposição a 300ºC, não há grande perda de resistência, a redução da resistência é cerca de 5 e 9% para os provetes cúbicos e os provetes prismáticos, respetivamente. Após exposição a 500ºC, o provete prismático apresenta um resultado interessante, há um ganho de resistência considerável comparativamente à resistência de referência à temperatura ambiente. O provete cúbico, no entanto, tem uma perda significativa de resistência à compressão, 23%, valores expectáveis para este nível de temperatura. Em estudos prévios há alguns casos em que o betão apresenta aumentos de resistência, a temperaturas elevadas. A razão apontada para estes resultados é a maior hidratação dos constituintes do cimento ou uma reação química entre hidróxido de cálcio e os minerais, havendo, portanto, uma aceleração da reação pozolânica a temperaturas elevadas [17][18]. Quando o betão é exposto a 700ºC, a perda da capacidade resistente à compressão já é significativa, na ordem dos 50%. Neste patamar de temperatura, as microfibras metálicas e poliméricas já não oferecem qualquer contributo para a resistência, e o betão já se encontra altamente fendilhado.

Um aspeto a salientar é que a dimensão dos provetes apresenta alguma influência na resistência à compressão após exposição a altas temperaturas. Os provetes de maiores dimensões (4x4x16 cm^3) tiveram maior resistência à compressão aos 500 e 700ºC que os provetes cúbicos de 5x5x5 cm^3, houve exceção apenas no patamar de 300ºC. Isto poderá dever-se, em parte, à baixa condutividade térmica do betão que causa uma distribuição térmica variável ao longo da seção dos provetes. O calor dissipa-se mais na zona exterior do provete e tem uma temperatura mais elevada no núcleo do provete.

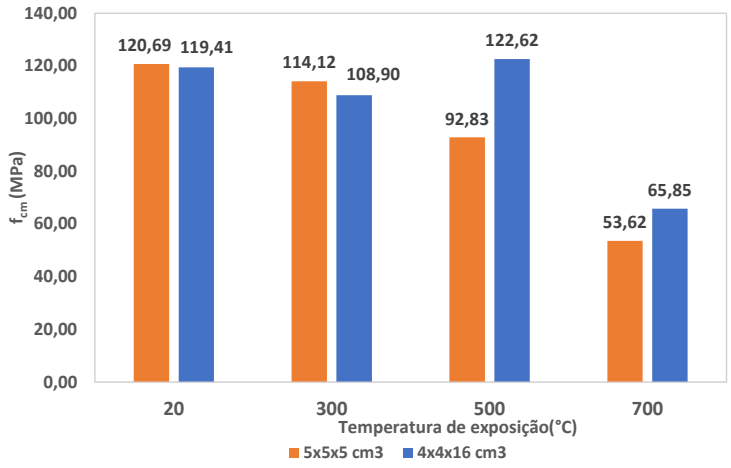


Figura 5 – Resistência à compressão após exposição a temperaturas elevadas.

4.2.2 Resistência à tração por flexão

Aos 28 dias de idade e à temperatura ambiente, a resistência à tração por flexão do UHPFRC foi de 27,5 MPa. Após exposição a 300ºC, este valor decresceu 32%, porém, após exposição a 500ºC, registou-se um ganho de resistência de 13% relativamente à resistência registada após exposição a 300ºC (Figura 6), à semelhança do que se verificou com a resistência à compressão dos provetes prismáticos (Figura 5). Após exposição do betão a 700ºC, há uma perda da capacidade resistente de tração por flexão em cerca de 50%. Este valor é igual ao registado na perda de resistência à compressão. após exposição a 700ºC (Figura 7).

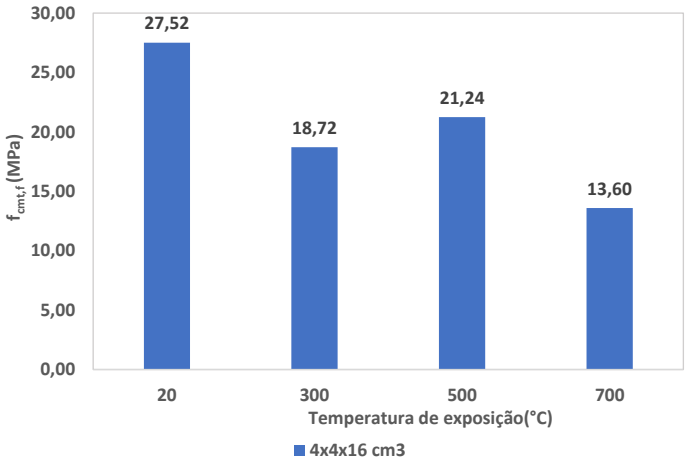


Figura 6 – Resultados do ensaio de resistência à tração por flexão.

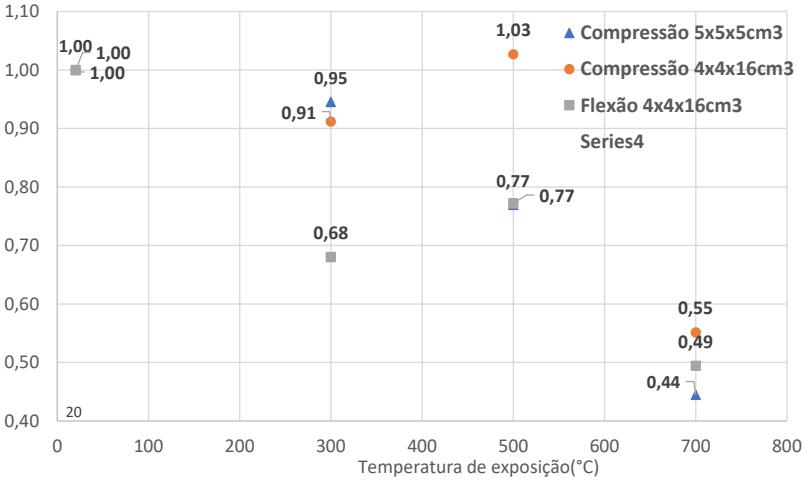


Figura 7 – Rácios das resistências em relação ao valor de referência (20ºC).

5. CONCLUSÕES

Baseado nas observações e nos resultados dos ensaios realizados pode-se concluir que:
- A resistência à compressão e à tração por flexão do UHPFRC após exposição a 500ºC apresentaram algumas diferenças relativamente ao mesmo betão, mas exposto apenas à temperatura ambiente. Os provetes prismáticos tiveram um ligeiro aumento de resistência à compressão, contrário ao que se verificou nos provetes cúbicos, e a resistência à tração por flexão teve uma perda de 27%. Os provetes expostos a 700ºC sofreram perdas de resistência significativas, tanto à tração como à compressão, e foram ambas na ordem dos 50%. Os provetes após exposição a estas temperaturas apresentaram uma fendilhação bem visível e significativa.
- O uso de uma solução híbrida de microfibras metálicas e poliméricas mostrou-se uma boa solução, a utilização das microfibras metálicas é útil para proporcionar uma boa resistência à tração por flexão, e utilização das microfibras poliméricas é útil para diminuir o risco de *spalling,* particularmente nesta mistura que tem uma matriz densa.
- Os provetes de maiores dimensões comportaram-se melhor após exposição a altas temperaturas, 700ºC, nomeadamente, os provetes de 4x4x16 cm^3 tiveram uma resistência à compressão 19% maior do que os provetes cúbicos de menores dimensões, 5x5x5 cm^3.

REFERÊNCIAS

[1] J. Du *et al.*, “New development of ultra-high-performance concrete (UHPC),” *Compos. Part B Eng.*, vol. 224, no. August, p. 109220, 2021, doi: 10.1016/j.compositesb.2021.109220.

[2] M. Li, C. X. Qian, and W. Sun, “Mechanical properties of high-strength concrete after fire,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 34, no. 6, pp. 1001–1005, 2004, doi: 10.1016/j.cemconres.2003.11.007.

[3] V. Kodur, “Properties of concrete at elevated temperatures,” *ISRN Civ. Eng.*, vol. 2014, 2014, doi: 10.1155/2014/468510.

[4] M. Abid, X. Hou, W. Zheng, and R. R. Hussain, “High temperature and residual properties of reactive powder concrete – A review,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 147, no. 519, pp. 339–351, 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.04.083.

[5] X. Li *et al.*, “Thermal and mechanical properties of high-performance fiber-reinforced cementitious composites after exposure to high temperatures,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 157, pp. 829–838, 2017, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2017.09.125.

[6] Z. Keshavarz and D. Mostofinejad, “Effects of high-temperature exposure on concrete containing waste porcelain coarse aggregates and steel chips,” *J. Build. Eng.*, vol. 29, no. January, p. 101211, 2020, doi: 10.1016/j.jobe.2020.101211.

[7] Y. C. Guo, J. H. Zhang, G. M. Chen, and Z. H. Xie, “Compressive behaviour of concrete structures incorporating recycled concrete aggregates, rubber crumb and reinforced with steel fibre, subjected to elevated temperatures,” *J. Clean. Prod.*, vol. 72, pp. 193–203, 2014, doi: 10.1016/j.jclepro.2014.02.036.

[8] P. Doherty, F. Ali, A. Nadjai, and S. Choi, “Explosive spalling of concrete columns with steel and polypropylene fibres subjected to severe fire,” *J. Struct. Fire Eng.*, vol. 3, no. 1, pp. 95–104, 2012, doi: 10.1260/2040-2317.3.1.95.

[9] P. Kalifa, G. Chéné, and C. Gallé, “High-temperature behaviour of HPC with

polypropylene fibres," *Cem. Concr. Res.*, vol. 31, no. 10, pp. 1487–1499, 2001, doi: 10.1016/s0008-8846(01)00596-8.

[10] G. F. Peng, W. W. Yang, J. Zhao, Y. F. Liu, S. H. Bian, and L. H. Zhao, "Explosive spalling and residual mechanical properties of fiber-toughened high-performance concrete subjected to high temperatures," *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 4, pp. 723–727, 2006, doi: 10.1016/j.cemconres.2005.12.014.

[11] Q. Ma, R. Guo, Z. Zhao, Z. Lin, and K. He, "Mechanical properties of concrete at high temperature-A review," *Constr. Build. Mater.*, vol. 93, pp. 371–383, 2015, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2015.05.131.

[12] X. Hou, M. Abid, W. Zheng, and G. Q. Waqar, "Evaluation of residual mechanical properties of steel fiber-reinforced reactive powder concrete after exposure to high temperature using nondestructive testing," *Procedia Eng.*, vol. 210, pp. 588–596, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.11.118.

[13] M. Abid, X. Hou, W. Zheng, and G. Q. Waqar, "Mechanical properties of steel fiber-reinforced reactive powder concrete at high temperature and after cooling," *Procedia Eng.*, vol. 210, pp. 597–604, 2017, doi: 10.1016/j.proeng.2017.11.119.

[14] R. Serrano, A. Cobo, M. I. Prieto, and M. de las N. González, "Analysis of fire resistance of concrete with polypropylene or steel fibers," *Constr. Build. Mater.*, vol. 122, pp. 302–309, 2016, doi: 10.1016/j.conbuildmat.2016.06.055.

[15] J. H. Lee, Y. S. Sohn, and S. H. Lee, "Fire resistance of hybrid fibre-reinforced, ultra-high-strength concrete columns with compressive strength from 120 to 200MPa," *Mag. Concr. Res.*, vol. 64, no. 6, pp. 539–550, 2012, doi: 10.1680/macr.11.00034.

[16] N. R. Short, J. A. Purkiss, and S. E. Guise, "Assessment of fire damaged concrete using colour image analysis," *Constr. Build. Mater.*, vol. 15, no. 1, pp. 9–15, 2001, doi: 10.1016/S0950-0618(00)00065-9.

[17] G. F. Peng, Y. R. Kang, Y. Z. Huang, X. P. Liu, and Q. Chen, "Experimental research on fire resistance of reactive powder concrete," *Adv. Mater. Sci. Eng.*, vol. 2012, 2012, doi: 10.1155/2012/860303.

[18] Y. S. Tai, H. H. Pan, and Y. N. Kung, "Mechanical properties of steel fiber reinforced reactive powder concrete following exposure to high temperature reaching 800 °c," *Nucl. Eng. Des.*, vol. 241, no. 7, pp. 2416–2424, 2011, doi: 10.1016/j.nucengdes.2011.04.008.

ÍNDICE REMISSIVO DE AUTORES

Alberto Barontini, 255
Aldina Santiago, 183, 318
Alice Santos-Silva, 209
Alkmini Firtinidou-Stergiou, 255
Ana Barbas, 14
Ana Freitas, 192
Ana Luísa Seara, 135
Ana Marta Moreira Carneiro, 230
Ana Paiva, 336
Ana Rodrigues, 353
Andreia Rodrigues, 183
António Azeredo, 307
António Correia, 263, 277, 353, 361
Antonio Renato Bicelli, 56, 89
António Renato Bicelli, 68
Áureo A. T. Cruz, 145
Bela Barros, 328, 336
Bruna M.S. Costa, 28
Bruno Lopes, 14
Carla Pimentel Rodrigues, 192
Carlos Balsa, 172
Carlos Biscaia Oliveira, 296
Carlos Couto, 113, 123
Carlos Tiago, 56, 89
Carolina Martins, 21
Cesare Fiorini, 318
Chenxin J. Yee, 255
Cristina Calmeiro dos Santos, 237, 245
Cristina Delerue-Matos, 200, 209
Daniel V. Oliveira, 255
Débora Ferreira, 165, 219
Débora Macanjo Ferreira, 225
Domingos A.M. Pereira, 48
Domingos Xavier Viegas, 183
Edna Alves Oliveira, 225
Eduarda Luso, 219
Elio Ortega, 155
Ellon Bernardes de Assis, 56, 68, 89
Elza M.M. Fonseca, 28, 38, 48
Fernando Branco, 68, 89, 102
Fernando M.G. Machado, 38
Filipe Mofreita, 165
Flávio Arrais, 145
Francisca Rodrigues, 209
Francisco Coelho, 192
Graça Vasconcelos, 225
Hélder D. Craveiro, 318
Henrdovino Felso Ganhane, 245
Hugo Costa, 353, 361
Hugo Ferreira, 263
Humberto Gomes, 277
Joana Teixeira, 200, 209
João C. Viegas, 155
João Madeira, 307
João P. Firmo, 102
João P. Gouveia, 263
João Silva, 230
Jordi Berenguer, 135
Jorge Munaiar Neto, 56
Jorge Saraiva, 296, 307
José Góis, 287
José Luís Zêzere, 183
Leandro Magalhães, 219
Leonardo Torres, 113
Lídia R. S. Lima, 172
Luca Possidente, 123
Luís Laím, 183
Luís M. R. Mesquita, 145
Luís Mesquita, 165, 219, 225
Luísa Barreira, 165, 219
Luiz Felipe Pires Fontes, 225
Manuel Neto, 287
Margherita Rago, 255
Maria José Alves, 344
Mário Rui Arruda, 56, 68, 89, 102
Marta Oliveira, 200, 209, 328, 336, 344
Matheus Alves, 165, 219
Mayra Estrella, 255
Nelson Fernandes, 277
Nelson Gravelho Cardoso, 237
Nelson Rodrigues, 230
Nuno Lopes, 145
Óscar Lima, 219
Paulo A. G. Piloto, 113, 145, 165, 172
Paulo B. Lourenço, 255
Paulo Ramos, 9, 14, 21
Paulo Vila Real, 113, 145
Pedro Alexandre Moreira Lobarinhas, 230

Pedro Cantor, 56, 68, 89, 102
Pedro Coelho, 155
Renan Zolin, 219
Ricardo Carmo, 353, 361
Sandra Lavandeira, 344
Senhorinha e Fátima Capela Fortunas, 230
Simone Morais, 328, 336, 344
Stephan Gomes, 113
Susana Meneses, 263, 277
Tiago Miguel Ferreira, 255
Tiago Rodrigues, 361
Vilarim Reis, 21

8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e as 3as Jornadas de Proteção Civil
Instituto Superior de Engenharia - Portugal - 1-2 de junho de 2023

Este Livro de ATAS contém os artigos aceites para apresentação às 8as Jornadas de Segurança aos Incêndios Urbanos e às 3as Jornadas de Proteção Civil (8JORNINC-3JORPROCIV), realizadas no Porto, Portugal, 2 de junho de 2023.

A organização das 8JORNINC-3JORPROCIV contou com o apoio de patrocinadores e instituições do Sistema Científico e Tecnológico.

PATROCÍNIOS E APOIOS INSTITUCIONAIS

8JORNINC-3JORPROCIV
ISBN: 978-989-35087-3-2