

UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
ESCOLA DE ENGENHARIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL:
CONSTRUÇÃO E INFRAESTRUTURA

Loany Sabriny Cortes Trindade

ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E VERIFICAÇÃO DA
RESISTÊNCIA AO FOGO DE VIGAS DE CONCRETO ARMADO EM SITUAÇÃO
DE INCÊNDIO

Porto Alegre
Fevereiro de 2024

LOANY SABRINY CORTES TRINDADE

**ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E VERIFICAÇÃO DA
RESISTÊNCIA AO FOGO DE VIGAS DE CONCRETO ARMADO EM SITUAÇÃO
DE INCÊNDIO**

Trabalho apresentado como qualificação de dissertação de Mestrado
do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Construção e
Infraestrutura da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Orientadora: Prof^a. Dra. Ângela Gaio Graeff

Coorientador: Prof. Dr. Felipe Roman Centeno

Porto Alegre
Fevereiro de 2024

LOANY SABRINY CORTES TRINDADE

**ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO TÉRMICO E VERIFICAÇÃO DA
RESISTÊNCIA AO FOGO DE VIGAS DE CONCRETO ARMADO EM SITUAÇÃO
DE INCÊNDIO**

Esta dissertação de mestrado foi julgada adequada como pré-requisito para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA e aprovado em sua forma final pela Banca Examinadora, pela Professora Orientadora e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil: Construção e Infraestrutura da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 16 de Fevereiro de 2024

Prof^ª. Dra. Ângela Gaio Graeff
PhD. pela Universidade de Sheffield
Orientadora

Prof. Dr. Felipe Roman Centeno
Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Coorientador

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Luiz Carlos Pinto da Silva Filho (UFRGS)
PhD. em Engenharia pela Universidade de Leeds

Prof. Dr. Fabrício Longhi Bolina (UFSM)
PhD. em Engenharia pela Universidade de Coimbra

Dr. George Cajaty Barbosa Braga (CBMDF)
PhD. em Segurança contra Incêndio pelo NIST/EUA

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente aos meus pais, Claudionor e Gracinete, por conseguirem me propiciar a oportunidade de estudar na UFRGS. Não tenho palavras para agradecer todo o trabalho e esforço que fizeram para conseguirem me manter por 8 anos do outro lado do País.

Agradeço à Prof.^a Ângela Graeff, orientadora deste trabalho, por todo o suporte recebido durante a realização da minha dissertação de mestrado. Mesmo com todas as dificuldades encontradas no meio da jornada, agradeço por não ter me deixado desistir.

Agradeço ao Prof. Felipe Centeno, coorientador deste trabalho, que aceitou ser meu coorientador mesmo sem nos conhecermos pessoalmente previamente. Saiba que foi a peça fundamental para o sucesso da aplicação do FDS neste trabalho, pois não teria conseguido finalizar as simulações sem o seu excepcional apoio.

Agradeço ao Antônio Freitas por ter me apoiado diretamente em todos os momentos de desenvolvimento dessa dissertação. Durante esses anos, se tornou a família que não tinha em Porto Alegre e sou eternamente grata por tudo o que tem feito por mim.

Agradeço ao Rodolfo Helfenstein pelo apoio durante a minha familiarização com o FDS, pois sempre foi solícito e disposto a sanar todas as minhas inúmeras dúvidas.

À CAPES pelo auxílio financeiro que possibilitou minha dedicação a esta pesquisa.

Aos professores do PPGCI, por ensinar com excelência e dedicação com foco na transmissão do conhecimento aos alunos, em especial a Ângela Greff.

Ao FIRE que prontamente disponibilizou um notebook extra para as realizações das simulações numéricas.

À UFRGS por garantir uma formação de excelência.

RESUMO

TRINDADE, L. S. C. **Análise numérica do comportamento térmico e verificação da resistência ao fogo de vigas de concreto armado em situação de incêndio**. 2024. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio grande do Sul, Porto Alegre, 2024.

A Segurança Contra Incêndio em Edificações (SCIE) é uma área da ciência que tem o objetivo de preservar a vida, o patrimônio e a integridade da edificação, nessa ordem de preferência. No entanto, a realização de ensaios experimentais em escala real para SCIE geralmente implica em altos custos associados a instalações e equipamentos. Nesse contexto, as ferramentas de Fluidodinâmica Computacional (CFD – do inglês: *Computational Fluid Dynamics*) surgem como uma alternativa viável para analisar o fenômeno do incêndio. Elas são capazes de reproduzir a propagação do calor, a taxa de liberação de fumaça e avaliar o comportamento de estruturas de concreto armado por meio de simulações computacionais. Além disso, os estudos de SCIE frequentemente recorrem a curvas idealizadas e padronizadas para simulações de cenários de incêndio. Entre essas curvas, destacam-se a curva ISO 834 (ISO, 1999), a EN 1992-1-2 (EN, 2004) e a ASTM E 119 (ASTM, 2000). Porém, essas curvas relacionam apenas a temperatura dos gases com o tempo, ou seja, não representam as curvas desenvolvidas em incêndios reais. O fenômeno de incêndio é influenciado por fatores como aberturas, distribuição de carga de incêndio, materiais combustíveis, entre outros, que tornam cada incêndio único. Diante disso, a presente pesquisa realiza a avaliação da resistência teórica de vigas de concreto armado submetidas a incêndios de baixo, médio e alto risco. Tal exposição é realizada por meio de simulações computacionais através do *software Fire Dynamics Simulator* (FDS). A resistência teórica ao fogo, obtida tanto pelo método tabular quanto pelo método simplificado de isoterma de 500 °C para as curvas de incêndio geradas pelo FDS, é comparada com a resistência derivada da curva padrão ISO 834 (ISO, 1999). Os resultados indicam que o posicionamento da viga em relação ao incêndio influencia a magnitude da redução da resistência ao fogo, sendo mais afetada quando mais próxima do foco do incêndio. Além disso, conclui-se que o aumento do número de faces expostas intensifica o impacto nos elementos estruturais. Por fim, a avaliação da resistência ao fogo das vigas, quando submetidas à curva padrão ISO 834 (ISO, 1999), é favorável à segurança, especialmente com três faces expostas ao incêndio, mesmo que a curva padrão desconsidere o tempo de exposição na fase de ignição.

Palavras-chave: Incêndio. Fire Dynamics Simulator. Concreto armado. Análise numérica.

ABSTRACT

TRINDADE, L. S. C. **Numerical analysis of the thermal behavior and fire resistance verification of reinforced concrete beams in fire situations.** 2024. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio grande do Sul, Porto Alegre, 2024.

Fire Safety in Buildings (FSB) is a scientific field with the objective of preserving life, property, and the integrity of the structure, in that order of preference. However, conducting real-scale experimental tests for FSB typically involves high costs associated with facilities and equipment. In this context, Computational Fluid Dynamics (CFD) tools emerge as a viable alternative to analyze the fire phenomenon. They can replicate heat propagation, smoke release rates, and assess the behavior of reinforced concrete structures through computational simulations. Moreover, FSB studies often resort to idealized and standardized curves for fire scenario simulations. Notable among these curves are the ISO 834 curve (ISO, 1999), EN 1992-1-2 (EN, 2004), and ASTM E 119 (ASTM, 2000). However, these curves only relate gas temperature to time and do not represent curves developed in real fires. The fire phenomenon is influenced by factors such as openings, distribution of fire load, combustible materials, among others, making each fire unique. In light of this, the present research evaluates the theoretical resistance of reinforced concrete beams subjected to low, medium, and high-risk fires. This exposure is carried out through computational simulations using the Fire Dynamics Simulator (FDS) software. The theoretical fire resistance, obtained through both the tabular method and the simplified 500 °C isotherm method for fire curves generated by FDS, is compared with the resistance derived from the standard ISO 834 curve (ISO, 1999). The results indicate that the beam's position concerning the fire influences the magnitude of the reduction in fire resistance, with greater impact when closer to the fire's focus. Additionally, it is concluded that an increase in the number of exposed faces intensifies the impact on structural elements. Finally, the assessment of fire resistance for beams, when subjected to the ISO 834 standard curve (ISO, 1999), favors safety, especially with three faces exposed to the fire, even though the standard curve disregards exposure time in the ignition phase.

Keywords: Fire. Fire Dynamics Simulator. Reinforced concrete. Numerical analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Comparativo das curvas de incêndio-padrão	7
Figura 2 - Marcas decorrentes do incêndio e decorrentes da simulação computacional.....	13
Figura 3 - Fachada com projeção horizontal e aberturas estreitas: experimento (à esquerda) e simulação (à direita)	14
Figura 4 - Dimensões para diferentes tipos de seção transversal de vigas	27
Figura 5 - Redução de seções de concreto armado através do método simplificado de isoterma de 500 °C: a) exposição três faces ao incêndio com zona tracionada exposta, b) exposição de três faces ao incêndio com zona comprimida exposta e c) exposição de quatro faces (viga ou pilar)	29
Figura 6 – Estratégia da pesquisa	31
Figura 7 - Dimensões do compartimento de Chien-Jung <i>et al.</i> (2010)	33
Figura 8 - Curvas de temperatura para as malhas computacionais de 10 e 15 cm	35
Figura 9 - Planta baixa do modelo FDS com os armários	37
Figura 10 - Layout do modelo desenvolvido no FDS com os armários e <i>wooden cribs</i>	37
Figura 11 - Comparativo do HRR total para os modelos de pirólise simplificado e complexo	39
Figura 12 - Planta baixa do modelo FDS com as <i>vents</i>	40
Figura 13 - Layout do modelo desenvolvido no FDS com as <i>vents</i>	41
Figura 14 - Comparativo do HRR total para o modelo queimador de HRRPUA	42
Figura 15 - Layout das torres de termopares	42
Figura 16 - Temperaturas obtidas no experimento de Chien-Jung <i>et al.</i> (2010).....	43
Figura 17 - Validação de temperaturas torre 7	44
Figura 18 - Validação de temperaturas torre 8	44
Figura 19 - Validação de temperaturas torre 14	44
Figura 20 - Validação de temperaturas torre 15	45

Figura 21 - Disposição das vigas de concreto e a posição dos dispositivos de aquisição de temperatura.....	46
Figura 22 - Corte esquemático AA: altura dos dispositivos <i>wall temperatures</i>	47
Figura 23 - Ajuste da curva de HRR realizado na etapa de modificação do modelo.....	48
Figura 24 - Isotermas de temperatura (°C) para uma viga de 16 x 30 cm: a) TRRF de 30 min e b) TRRF de 60 min.....	50
Figura 25 – Comparativo das isotermas de temperatura (°C) para uma viga de seção transversal 16 x 30 cm: a) TRRF de 30 min e b) TRRF de 60 min.....	51
Figura 26 - Identificadores dos dispositivos de temperatura.....	52
Figura 27 - Curvas de temperatura para a V1 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2.....	53
Figura 28 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V1 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V1_1 e b) WT_V1_2.....	54
Figura 29 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V1 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V1_1 e b) WT_V1_2.....	54
Figura 30 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V1 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V1_1 e b) WT_V1_2.....	54
Figura 31 - Curvas de temperatura para a V2 dispositivos de fundo (F) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2.....	55
Figura 32 - Curvas de temperatura para a V2 dispositivos acima (C) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2.....	56
Figura 33 - Curvas de temperatura para a V2 dispositivos abaixo (B) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2.....	56
Figura 34 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V2 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V2_1 e b) WT_V2_2.....	57
Figura 35 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V2 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V2_1 e b) WT_V2_2.....	57
Figura 36 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V2 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V2_1 e b) WT_V2_2.....	57

Figura 37 - Curvas de temperatura para a V3 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2	58
Figura 38 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V3 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V3_1 e b) WT_V3_2.....	58
Figura 39 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V3 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V3_1 e b) WT_V3_2.....	59
Figura 40 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V3 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V3_1 e b) WT_V3_2.....	59
Figura 41 - Curvas de temperatura para a V4 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2	60
Figura 42 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V4 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V4_1 e b) WT_V4_2.....	60
Figura 43 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V4 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V4_1 e b) WT_V4_2.....	61
Figura 44 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V4 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V4_1 e b) WT_V4_2.....	61
Figura 45 - Curvas de temperatura para a V5 dispositivos de fundo (F) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2	62
Figura 46 - Curvas de temperatura para a V5 dispositivos da lateral 1 (L1) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2	62
Figura 47 - Curvas de temperatura para a V5 dispositivos da lateral 2 (L2) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2	63
Figura 48 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V5 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V5_1 e b) WT_V5_2.....	63
Figura 49 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V5 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V5_1 e b) WT_V5_2.....	64
Figura 50 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V5 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V5_1 e b) WT_V5_2.....	64
Figura 51 - Curvas de temperatura para a V6 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2	65

Figura 52 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V6 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V6_1 e b) WT_V6_2.....	65
Figura 53 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V6 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V6_1 e b) WT_V6_2.....	66
Figura 54 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V6 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V6_1 e b) WT_V6_2.....	66
Figura 55 - Perfil do incêndio para as simulações realizadas no FDS	67
Figura 56 - Perfil de velocidade para o eixo y do compartimento simulado no FDS	67
Figura 57 - Temperaturas médias alcançadas na linha neutra de cada viga para cada simulação	68
Figura 58 - Isotermas de temperatura para a exposição a curva ISO 834 (ISO, 1999): a) viga com 1 face exposta e b) viga com 3 faces expostas.....	69
Figura 59 - Isotermas de temperatura para a V1': a) TREI 30 min (1800 s) e b) TREI 60 min (3600 s).....	69
Figura 60 - Isotermas de temperatura para a V5': a) TREI 30 min (1800 s) e b) TREI 60 min (3600 s).....	70
Figura 61 - Seções transversais reduzidas para as vigas	73
Figura 62 - Momento solicitante em situação de incêndio (M_{sd}, f_i) e momento resistente em situação de incêndio (M_{Rd}, f_i) para o método da isoterma de 500 °C.....	77
Figura 63 - Comparativo entre as curvas geradas através da simulação 3 com a curva padrão ISO 834: a) V1 e b) V5.....	78

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Temperatura dos gases quentes x tempo de incêndio - ASTM E 119 (ASTM, 2000)	8
Tabela 2 - Classificação das edificações e áreas de risco quanto ao grau de risco de incêndio .	9
Tabela 3 - Riscos de ativação γ_{s1}	25
Tabela 4 - Dimensões mínimas para vigas biapoiadas ^a	27
Tabela 5 - Dimensões mínimas para vigas contínuas ou vigas de pórticos ^a	27
Tabela 6 - Largura mínima da seção transversal para o uso do método da isoterma de 500 °C	28
Tabela 7 - Coeficientes de redução para a resistência da armadura passiva (k_s, θ) e para o módulo de elasticidade ($k_s E, \theta$) em função da temperatura segundo EN 1992-1-2 (EN, 2004).....	29
Tabela 8 - Documentação do experimento	33
Tabela 9 - Valores de $D/\delta x$ para determinação da malha.....	34
Tabela 10 - Propriedades térmicas dos materiais da validação do experimento	36
Tabela 11 - Parâmetros inseridos para a madeira e para o compensado na simulação de cada modelo de pirólise	39
Tabela 12 - Propriedades térmicas do concreto.....	47
Tabela 13 - Duração da simulação e a respectiva carga de incêndio (MJ/m^2)	48
Tabela 14 - Armadura longitudinal adotada para as vigas de concreto armado	71
Tabela 15 - Centro de gravidade vertical.....	72
Tabela 16 - Centro de gravidade horizontal	72
Tabela 17 - Valores mínimos de centro de gravidade (c_1) e largura (b) indicados na NBR 15200 (2012) para TRRF 30 e 60 min e os valores adotados para a V2/V5 para um TREI de 87 min	72
Tabela 18 - Seção transversal reduzida para a aplicação do método de isotermas de 500 °C .	73
Tabela 19 - Temperaturas e coeficiente de redução de resistência para as armaduras longitudinais	74

Tabela 20 - Momento solicitante em temperatura ambiente (Msd), momento solicitante em situação de incêndio (Msd, fi) e momento resistente em situação de incêndio (MRd, fi) para a V1	76
Tabela 21 - Verificação pelo método da isoterma de 500°C	76

LISTA DE SIGLAS

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

FDS – Fire Dynamics Simulator

HRR – Heat release rate (taxa de liberação de calor)

HRRPUA – Heat release rate per unit área (taxa de liberação de calor por unidade de área)

LEME – Laboratório de Ensaios e Modelos Estruturais

NBR – Norma Brasileira

NIST - National Institute of Standards and Technology

SCIE – Segurança Contra Incêndio em Edificações

TREI – Tempo Real de Exposição ao Incêndio

TRF – Tempo de Resistência ao Fogo

TRRT - Tempo Requerido de Resistência ao Fogo

UFRGS – Universidade Federal do Rio Grande do Sul

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	1
1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E JUSTIFICATIVA	1
1.2 OBJETIVOS.....	3
1.3 DELIMITAÇÕES	4
1.4 LIMITAÇÕES.....	4
1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	4
2 INCÊNDIO EM EDIFICAÇÕES.....	6
2.1 CARGA DE INCÊNDIO VS. TAXA DE LIBERAÇÃO DE CALOR.....	8
3 FIRE DYNAMICS SIMULATOR	12
3.1 TRABALHOS DESENVOLVIDOS NO BRASIL COM O AUXÍLIO DO FDS.....	13
4 MODELAGEM TÉRMICA DE ELEMENTOS DE CONCRETO ARMADO.....	18
5 PROJETO DE ESTRUTURAS DE CONCRETO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO	23
5.1 TEMPO REQUERIDO DE RESISTÊNCIA AO FOGO (TRRF)	23
5.2 MÉTODO TABULAR	26
5.2.1 Verificação de vigas	26
5.3 MÉTODO DA ISOTERMA DE 500 °C SEGUNDO EN 1992-1-2(2004)	28
6 MODELAGEM NUMÉRICA	31
6.1 O EXPERIMENTO DE CHIEN-JUNG ET AL. (2010).....	32
6.2 FIRE DYNAMICS SIMULATOR.....	33
6.2.1 Validação do modelo numérico no FDS.....	34
6.2.2 Modificações do modelo numérico no FDS	45
6.3 ABAQUS.....	48
6.3.1 Validação do modelo numérico no Abaqus/CAE	49
6.3.2 Modificações do modelo numérico no Abaqus/CAE	51
7 RESULTADOS	52

7.1 VIGA V1	53
7.2 VIGA V2	55
7.3 VIGA V3	58
7.4 VIGA V4	59
7.5 VIGA V5	61
7.6 VIGA V6	64
7.7 PERFIL DO INCÊNDIO.....	66
7.8 ISOTERMAS PARA A CURVA DE INCÊNDIO PADRÃO ISO 834 (ISO, 1999)	68
7.9 ISOTERMAS ADICIONAIS PARA TEMPOS REAIS DE EXPOSIÇÃO AO INCÊNDIO DE 30 MIN E 60 MIN	69
7.10 DIMENSIONAMENTO DAS VIGAS	70
7.11 AVALIAÇÃO DE RESISTÊNCIA AO FOGO.....	71
7.11.1 Método tabular segundo NBR 15200 (2012)	71
7.11.2 Método da isoterma de 500 °C segundo EN 1992-1-2 (EN, 2004)	72
7.12 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	77
8 CONCLUSÕES.....	81
REFERÊNCIAS	84
APÊNDICE A - MODELO DESENVOLVIDO NA ETAPA DE VALIDAÇÃO NO SOFTWARE FDS.....	90

1 INTRODUÇÃO

Neste capítulo é realizada a contextualização e justificativa para o tema escolhido. Além disso, são apresentados os objetivos estabelecidos, as limitações e a organização do trabalho.

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E JUSTIFICATIVA

No Brasil, a preocupação com a segurança contra incêndios em edificações (SCIE) se intensificou principalmente nos anos 70, pois esse período foi marcado por duas das principais tragédias ocorridas no estado de São Paulo: os incêndios nos edifícios Andraus, em 1972 e Joelma, em 1974, que vitimaram 16 e 187 pessoas, respectivamente. Além disso, em 27 de janeiro de 2013 ocorreu a pior tragédia do estado do Rio Grande do Sul: o incêndio na boate kiss, que deixou 242 mortos e 680 feridos. Após esse acontecimento, devido à pressão pública, o estado do Rio Grande do Sul aprovou a Lei Complementar nº 14.376 em dezembro de 2013. Essa Lei ficou conhecida como a “Lei kiss” e se tornou um marco na legislação de segurança contra incêndio no Estado.

No cenário pós-incêndio da Boate Kiss, em 2 de setembro de 2018 ocorreu o incêndio no Museu Nacional do Brasil, atingindo a sede do Museu Nacional na Quinta da Boa Vista no Rio de Janeiro e destruindo quase a totalidade do acervo histórico e científico. No ano seguinte, em 8 de fevereiro 2019 ocorreu o incêndio no centro de treinamento da base do Flamengo, que vitimou 10 atletas e feriu outros 3, todos com idades entre 14 e 17 anos. Em 14 de julho de 2021, ocorreu o incêndio no prédio sede da Secretaria de Segurança Pública (SSP) do Rio Grande do Sul localizado em Porto Alegre, onde, de acordo com o laudo produzido pelo Instituto Geral de Perícias (IGP), a causa mais provável para o incêndio foi um fenômeno termoelétrico. O incêndio no prédio da SSP localizado em Porto Alegre vitimou dois bombeiros e resultou na implosão do prédio em março do ano seguinte.

A partir da investigação e estudo desses casos de incêndio, é possível compreender como a dinâmica e a interação entre os materiais, equipamentos e sistemas construtivos influenciaram o número de vítimas e o potencial de destruição da edificação em situação de incêndio. O caso da boate kiss exemplifica como o emprego de materiais inadequados na edificação pode potencializar a fatalidade de um incêndio, tendo em vista que os materiais empregados para o isolamento acústico da boate tornaram-se emissores de gases tóxicos quando em combustão. Dessa maneira, com o objetivo de diminuir os níveis de impacto de um incêndio, é notável a

crescente exigência da análise e certificação dos materiais, sistemas construtivos, componentes, equipamentos utilizados em edificações através do ponto de vista da SCI.

Segundo Barros (2021), os ensaios experimentais em escala real aplicados à SCIE, no geral, demandam um alto custo envolvido em instalações e equipamentos. Dessa maneira, um número reduzido de centros de pesquisa possui condições para a realização desses programas experimentais em grande escala. Assim, a maioria dos trabalhos desenvolvidos na área de incêndios em estruturas têm por objetivo avaliar as alterações nas propriedades dos materiais – como concreto, aço e alvenaria – quando submetidos a altas temperaturas, ou seja, devido a limitação de recursos, normalmente não avaliam a edificação como um todo.

As ferramentas de fluidodinâmica computacional (CFD – do inglês: *Computational Fluid Dynamics*) surgem como uma alternativa para analisar a dinâmica do incêndio, reproduzir a propagação do calor e a taxa de liberação de fumaça através de simulações computacionais. Quando devidamente ajustadas e validadas a partir de dados experimentais de incêndios reais, as simulações computacionais de incêndio podem auxiliar a compreensão do comportamento dos componentes estruturais frente ao incêndio. Além disso, auxiliam também na análise e definição da geometria de ambientes, distribuição de aberturas e escolha dos materiais empregados, favorecendo a criação, revisão e aperfeiçoamento de projetos e normas técnicas de SCIE.

Outro fator importante para as análises da SCIE é a representação do incêndio. Normalmente, os estudos de SCIE utilizam as curvas idealizadas e padronizadas no meio técnico para simulações de cenários de incêndio, sendo elas: a curva ISO 834 (ISO, 1999), a EN 1992-1-2 (EN, 2004) e a ASTM E 119 (ASTM, 2000). Essas curvas de incêndio-padrão não dependem das características do ambiente e da carga de incêndio, ou seja, apenas relacionam a temperatura dos gases com o tempo. Dessa maneira, tais curvas não representam o desenvolvimento de incêndios reais, visto que o comportamento do incêndio depende da quantidade e posicionamento de aberturas, da distribuição da carga de incêndio no ambiente, do tipo de materiais combustíveis, dentre outros, que tornam cada incêndio único e com características próprias.

De acordo com a pesquisa realizada na base dados Scopus, que é a maior base de resumos e citações da literatura revisada por pares no Mundo, e na pesquisa realizada na literatura brasileira, não foram encontrados trabalhos que comparassem os resultados da aplicação das

curvas padrão com os resultados obtidos através da aplicação das curvas geradas através da simulação computacional do comportamento de compartimentos em situação de incêndio através do ponto de vista da SCIE. No geral, os estudos que aplicam a simulação computacional na SCIE possuem como objetivos: avaliação do comportamento ao incêndio de concreto com adição de novos materiais (SUAREZ *et al.*, 2023; WYDRA *et al.*, 2023); verificação do comportamento sísmico de elementos de concreto armado expostas a altas temperaturas (BELAY e WONDIMU, 2023; HAN e BAO, 2023; WANG *et al.*, 2023); desempenho de estruturas de concreto armado quando em situação de incêndio (JIN *et al.*, 2023); análise de confiabilidade das estruturas de concreto armado expostas ao incêndio (PIRES, 2023; PREUSS, 2023); desempenho e segurança de estruturas de concreto armado em situação de incêndio (FANTON, 2019; FERREIRA, 2019; PADRE *et al.*, 2019; BERNARDI *et al.*, 2020; BARROS, 2021; COSTA, 2021; ALVES, 2023).

Desse modo, é necessário que a avaliação da SCIE alie a consideração da interação entre os materiais, componentes, equipamentos, elementos construtivos e as características do compartimento com a curva de desenvolvimento de incêndios reais. Assim, a avaliação poderá trazer um entendimento realístico da dinâmica desse incêndio, das implicações na segurança estrutural e impactos na segurança dos usuários da edificação.

1.2 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo avaliar a resistência teórica ao fogo, obtida através do método tabular prescrito pela NBR 15200 (2012) e do método da isoterma de 500° C presente no EN 1992-1-2 (EN, 2004), de vigas de concreto armado submetidas a incêndios com cargas de baixo, médio e alto potencial de risco obtidos a partir de um modelo numérico desenvolvido através do *Fire Dynamics Simulator* (FDS).

Definiram-se, como objetivos específicos:

- a) comparar as isotermas de temperatura obtidas a partir das curvas *temperatura x tempo* geradas pelas simulações com as cargas de incêndio de potencial de risco baixo, médio e alto com a curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999); e
- b) avaliar a influência do número de faces em exposição e posicionamento da viga em relação ao foco do incêndio na resistência teórica ao fogo;
- c) realizar a simulação em 2D das seções do elemento estrutural para a obtenção das isotermas no Abaqus/CAE;

1.3 DELIMITAÇÕES

O trabalho delimita-se a avaliar o comportamento térmico de vigas de concreto armado em situação de incêndio, em um compartimento com dimensões fixas. Com relação às vigas, a resistência à compressão média do concreto utilizado foi igual a 25 MPa, com as dimensões mínimas estabelecidas na NBR 6118 (2023).

1.4 LIMITAÇÕES

São limitações do trabalho:

- a) a utilização de um único valor de resistência à compressão média igual a 25 MPa;
- b) a utilização cargas de incêndio de 220, 660 e 1201 MJ/m²;
- c) a verificação da resistência ao fogo para tempos reais de exposição ao incêndio de 30, 60 e 87 min;
- d) desconsiderar a influência gerada pelo aquecimento das paredes de alvenaria nas vigas de concreto armado;
- e) verificação das estruturas de concreto armado em situação de incêndio através do método tabular prescrito na NBR 15200 (2012) e do método da isoterma de 500° C presente no EN 1992-1-2 (EN, 2004).

1.5 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

O trabalho foi estruturado em sete capítulos. O capítulo 1 apresenta a contextualização e justificativa do tema, os objetivos e o delineamento da pesquisa. O capítulo 2 apresenta uma revisão dos principais conceitos de incêndio em edificações e a comparação das abordagens entre a carga de incêndio e a taxa de liberação de calor (em inglês *heat release rate* – HRR).

O capítulo 3 descreve a revisão sobre o *fire dynamics simulator* (FDS), abordando as equações fundamentais para a simulação computacional de incêndios, os dados de entrada para a caracterização do modelo e os principais casos passíveis de aplicação em modelos do FDS. Além disso, são apresentados trabalhos realizados com o FDS no Brasil, que contam com reconstituição de incêndios existentes e avaliação da eficiência de edificações frente a situações de incêndio.

No capítulo 4 são abordados conceitos relativos ao projeto de estruturas de concreto em situações de incêndio. É apresentado o projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio conforme a NBR 15200 (ABNT, 2012), a metodologia para a determinação do tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) para o projeto de estruturas e o método tabular para a verificação de vigas de concreto armado. Além disso, é apresentado o método da isoterma de 500 °C proposto pelo EN 1992-1-2 (EN, 2004).

No capítulo 5 são apresentadas, em detalhes, as metodologias adotadas em cada etapa do programa numérico do trabalho. Além disso, são expostos o procedimento de validação da simulação computacional e as modificações no modelo desenvolvido no FDS e o procedimento para a validação das isotermas obtidas através do Abaqus/CAE e as posteriores modificações nos modelos numéricos desenvolvidos.

No capítulo 6 são apresentados os resultados das curvas de aquecimento e das isotermas de temperatura obtidas para as vigas de concreto armado nas simulações realizadas, o perfil do incêndio e a análise da resistência teórica ao fogo para cada uma das 6 vigas avaliadas, bem como a discussão dos resultados.

Por fim, no capítulo 7 são apresentadas as considerações finais.

2 INCÊNDIO EM EDIFICAÇÕES

O incêndio pode ser definido como o fogo sem controle, intenso, o qual causa danos e prejuízos à vida, ao meio ambiente e ao patrimônio. O fogo é composto através da interação entre o combustível, o comburente e a fonte de calor que juntos promovem uma reação química exotérmica de oxidação rápida, caracterizando o triângulo do fogo.

Em um incêndio podem ser observadas quatro fases: ignição, crescimento, incêndio generalizado e decadência. Landi (1986) define a fase inicial como o início do aquecimento dos materiais com pouco combustível sendo efetivamente queimado, em que há pouca energia térmica liberada. A fase de incêndio generalizado é caracterizada pela elevação acentuada da temperatura devido ao envolvimento simultâneo de grande quantidade de materiais combustíveis. Já a fase de resfriamento é caracterizada com a ação da ventilação como agente de resfriamento e a diminuição da quantidade do combustível (LANDI, 1986). Além disso, a diminuição da quantidade de material combustível e oxigênio também contribui para a fase de decadência de resfriamento de um incêndio.

Segundo Cunha (2016), o incêndio pode ser caracterizado graficamente através da curva temperatura x tempo, a qual permite verificar, dentre outras informações, as etapas de ignição, desenvolvimento e extinção, bem como a temperatura máxima alcançada, a duração do incêndio e a identificação do fenômeno de *flashover*¹. O comportamento de um incêndio é complexo e depende de fatores ambientais, climáticos, físicos, químicos, entre outros. Desta maneira, dependendo da combinação dos fatores citados anteriormente o fenômeno gera curvas de incêndio distintas.

Em relação à realização de cálculo de resistência ao fogo a partir das curvas naturais de incêndio Costa, Ono e Silva (2005, p.11) afirmam que:

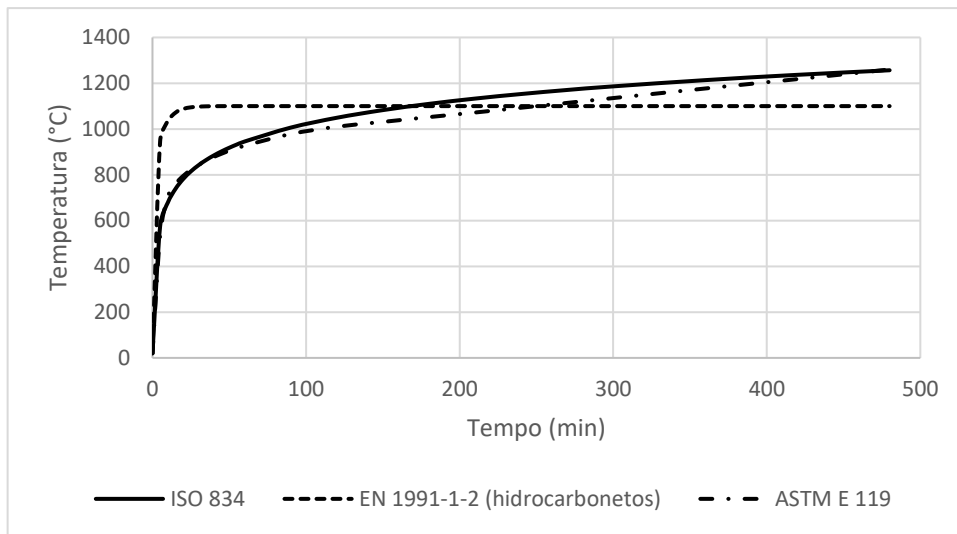
Há uma dificuldade operacional de realizar testes de resistência ao fogo utilizando essas curvas, porque existem inúmeras combinações entre as características do cenário de incêndio, e que geram inúmeros modelos de incêndio possíveis. Daí a necessidade de padronização de uma curva de incêndio e de ensaios de resistência ao fogo dos materiais

Desta maneira, para os cálculos de resistência ao fogo são utilizadas as curvas idealizadas e padronizadas no meio técnico para simulações de cenários de incêndio, sendo elas: a curva ISO

¹ O *flashover* refere-se ao instante que marca a passagem da fase de crescimento para a fase de incêndio propriamente desenvolvido. Portanto, o *flashover* não constitui uma fase do incêndio e sim um comportamento extremo do fogo.

834 (ISO, 1999), a EN 1992-1-2 (EN, 2004) e a ASTM E 119 (ASTM, 2000). A Figura 1 apresenta uma comparação gráfica entre elas. As curvas de incêndio-padrão possuem apenas o ramo ascendente, ou seja, não são dependentes das características do ambiente e da carga de incêndio, apenas relacionando a temperatura dos gases com o tempo. Segundo Andrade (2018), nas curvas-padrão a fase de ignição é desconsiderada, pois oferece baixo risco à estrutura e aos elementos de compartimentação. Do ponto de vista de projeto, assume-se que as curvas-padrão conduzam a resultados favoráveis a segurança.

Figura 1 - Comparativo das curvas de incêndio-padrão



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Além disso, a NBR 14432 (ABNT, 2001) apresenta a Equação 1 para a determinação do incêndio padrão. Tal equação é baseada na curva proposta pela ISO 834 (ISO, 1999).

$$\theta_g = \theta_0 + 345 * \log(8t + 1) \quad (Eq. 1)$$

Onde,

t – tempo, em minutos;

θ_0 – temperatura ambiente antes do início do aquecimento, em graus Celsius;

θ_g – temperatura dos gases, em graus Celsius, no instante t .

A norma europeia possui duas curvas-padrão principais. A primeira é uma curva equivalente à presente na NBR 14432 (ABNT, 2001) e na ISO 834 (ISO, 1999), sendo aplicada a incêndios onde o combustível é predominantemente formado por materiais celulósicos, conforme Equação 1. A segunda é uma curva aplicada para materiais combustíveis formados por hidrocarbonetos, conforme Equação 2.

$$\theta_g = 1080 * (1 - 0,325 * e^{-0,167*t} - 0,675 * e^{-0,5*t}) + 20 \quad (Eq. 2)$$

Onde,

t – tempo, em minutos;

θ_0 – temperatura ambiente antes do início do aquecimento, em graus Celsius.

Já a ASTM E119 (ASTM, 2000) recomenda a curva-padrão por meio de valores tabelados, não uma equação matemática. Tais valores são apresentados na Tabela 1.

Tabela 1 - Temperatura dos gases quentes x tempo de incêndio - ASTM E 119 (ASTM, 2000)

Tempo (min)	Temperatura (°C)	Tempo (min)	Temperatura (°C)	Tempo (min)	Temperatura (°C)
0	20	40	878	180	1052
5	538	45	892	210	1072
10	704	50	905	240	1093
15	760	55	916	270	1114
20	795	60	927	300	1135
25	821	90	978	360	1177
30	843	120	1010	420	1218
35	862	150	1031	480	1260

Fonte: ASTM, 2000

Ruschel (2011) explica que somente os modelos de incêndio naturais podem determinar a temperatura máxima atingida pelo elemento. No entanto, a curva padrão é empregada com um tempo arbitrado para determinar a temperatura de dimensionamento, sendo esse o Tempo Requerido de Resistência ao Fogo (TRRF). O TRRF é avaliado em relação ao risco de incêndio e as consequências decorrentes de uma possível falha estrutural, sendo estabelecido de acordo com a ocupação/uso e à altura da edificação.

2.1 CARGA DE INCÊNDIO VS. TAXA DE LIBERAÇÃO DE CALOR

No Brasil, o grau de risco de incêndio em edificações é normalmente caracterizado através da carga de incêndio. A NBR 14432 (ABNT, 2001) define a carga de incêndio como o potencial de liberação de calor que o material existente no ambiente possui caso entre em combustão. Em um edifício típico, a carga de incêndio inclui mobiliário, acabamento interno, acabamento do piso e elementos estruturais inflamáveis (como estruturas de madeira).

Segundo Marcatti *et al.* (2008), a máxima liberação de calor é produto da massa de cada material combustível pelo seu poder calorífico. O poder calorífico de um material é a quantidade de energia térmica gerada pelo material em combustão e normalmente é medido em megajoule (MJ) e geralmente expresso por unidade de massa (MJ/kg).

A carga de incêndio é comumente expressa em termo da carga de incêndio específica, que é a soma do potencial calorífico dividido pela área do piso do compartimento em metros quadrados (MJ/m²), conforme a Equação 3.

$$q_{fi} = \frac{\sum M_i H_i}{A} \quad (Eq. 3)$$

Onde,

q_{fi} – valor da carga de incêndio específica, em MJ/m²;

M_i – massa total de cada componente i do material combustível, em kg;

H_i – potencial calorífico específico de cada componente i do material combustível, em MJ/kg;

A – área do piso do compartimento, em m².

Além disso, o Decreto nº 51.803 (RIO GRANDE DO SUL, 2014) classifica as edificações em relação a 3 graus de risco de incêndio de acordo com a carga de incêndio. Tal classificação é apresentada na Tabela 2.

Tabela 2 - Classificação das edificações e áreas de risco quanto ao grau de risco de incêndio

Risco	Carga de incêndio
Baixo	até 300 MJ/m ²
Médio	acima de 300 MJ/m ² até 1200 MJ/m ²
Alto	acima de 1200 MJ/m ²

Fonte: RIO GRANDE DO SUL, 2014, p.16

Em contrapartida, a taxa de liberação de calor (do inglês, *Heat Release Rate* - HRR) é a taxa na qual o combustível libera energia. O HRR é comumente utilizado para responder à pergunta “*How big is the fire?*” (quão grande é o fogo?), pois possibilita a estimativa das temperaturas atingidas e do comportamento do fogo em incêndios em edifícios.

Babrauskas (1996) defende que a geração da maioria dos outros produtos de incêndio indesejáveis tende a aumentar com o aumento do HRR. Fumaça, gases tóxicos, temperatura ambiente e outras variáveis de risco de incêndio geralmente acompanham o HRR à medida que o HRR aumenta. Em decorrência disso, incêndios de alto HRR são intrinsecamente perigosos. Isso ocorre porque o alto HRR causa altas temperaturas e condições de alto fluxo de calor, que podem ser letais para os ocupantes da edificação. Assim, o HRR é tido como a variável mais importante para a análise de risco de incêndio.

O HRR é expresso em megawatts (MW) e, dependendo da magnitude do incêndio, em kilowatts (kW). A medição do HRR de um incêndio pode ocorrer em modelos de escala real (*full-scale*), escala reduzida (*bench-scale*) e escala intermediária (*intermediate-scale*).

Segundo Gottuk e Lattimer (2016), para modelos de medição em escala real existem dois métodos de medição que podem ser aplicados: o teste de calorimetria de queima aberta e o método do compartimento. Quando comparado com o método do compartimento, pode-se concluir que o método de queima aberta possui uma medição de HRR mais simples por não necessitar que o compartimento seja construído. No entanto, se o incêndio for tão grande a ponto que o fenômeno de *flashover* possa ser alcançado, os resultados da medição do HRR pós-*flashover* através do método do compartimento serão drasticamente diferentes dos obtidos pelo método de queima aberta. Essa diferença pode ser atribuída principalmente à contribuição adicional do fluxo de calor radiante através da camada de gás quente e das paredes do compartimento, embora também tenha relação com os efeitos da ventilação (GOTTUK E LATTIMER, 2016).

Para os modelos em escala reduzida, o HRR pode ser obtido através dos ensaios de cone calorimetria prescritos na ISO 5660 (ISO, 2015) e na ASTM E 1354 (ASTM, 2003), em que uma curva empírica de HRR pode ser obtida através do ensaio de pequenas amostras de 100 mm x 100 mm. Já para modelos de escala intermediária, o ensaio é realizado conforme ASTM E 1623 (ASTM, 2016). Esse método consiste em amostras de 1 m x 1m e permite o ensaio de elementos não homogêneos.

Além do valor de HRR ser influenciado pela metodologia de medição, o HRR também é influenciado pelo tipo de aquecedor, pelo método empregado para a ignição do incêndio, pelo tamanho da amostra ensaiada, pelos efeitos de contorno, pela orientação da amostra e pelo fluxo de ar. Desta maneira, atualmente não é possível encontrar na literatura uma padronização do HRR.

O HRR pode ser relacionado com a carga de incêndio através do poder calorífico. Levando em consideração que watts é igual a joule por segundo e o valor conhecido da área do piso do compartimento analisado, a carga de incêndio (MJ/m^2) pode se transformar em HRR (MW), conforme Equação 4. No entanto, é imprescindível lembrar que essa é uma comparação teórica e os resultados de HRR experimental podem ser diferentes do valor calculado devido à influência exercida pelas variáveis presentes em incêndios reais. Além disso, o HRR calculado é altamente dependente da duração de incêndio em segundos estimada para a transformação de joule para watts, tendendo a obter resultados de HRR maiores para durações menores e valores menores para maiores durações de incêndio.

$$\dot{Q} = \frac{\sum M_i H_i}{s} \quad (\text{Eq. 4})$$

Onde,

\dot{Q} – taxa de liberação de calor (HRR), em MW;

M_i – massa total de cada componente i do material combustível, em kg;

H_i – potencial calorífico específico de cada componente i do material combustível, em MJ/kg;

s – duração do incêndio, em segundos.

3 FIRE DYNAMICS SIMULATOR

O *Fire Dynamics Simulator* (FDS) é um *software* de fluidodinâmica computacional (CFD – do inglês: *Computational Fluid Dynamics*), com código aberto em Fortran, desenvolvido e mantido pelo *National Institute of Standards and Technology* (NIST) e pelo Centro de Pesquisas Técnicas VTT da Finlândia. O FDS resolve computacionalmente uma forma das equações de Navier-Stokes para baixas velocidades ($Ma^2 < 0,3$) adaptadas para escoamentos dirigidos termicamente, com ênfase no transporte de fumaça e calor em casos de incêndios (MCGRATTAN *et al.*, 2022).

O FDS é descrito como um modelo de incêndio, pois incorpora condições de contorno e parâmetros capazes de descrever comportamentos variados em situação de incêndio, tais como: a combustão turbulenta de um combustível gasoso e oxigênio; a transferência de calor por radiação térmica em gases quentes com fuligem; decomposição térmica de materiais reais; ativação de aspersores de água e detectores de fumaça; transporte de gotículas de água e combustível líquido; e uma variedade de outros recursos que simulam um incêndio dentro e fora de edificações (MCGRATTAN *et al.*, 2022).

Por não possuir uma interface gráfica nativa, os dados de entrada para a construção de cenários e as especificações dos materiais são inseridos pelo operador através de um arquivo de texto no formato “.fds”. Esse arquivo deve conter: modelo; domínio computacional; malha; tempo de simulação; condições de contorno; propriedades dos materiais; condições de combustão; e tipo de modo de apresentação dos resultados. A visualização dos resultados é realizada através do *Smokeview*, que também é desenvolvido pelo NIST e está disponível no pacote de *download* do FDS.

O conjunto de equações fundamentais que descrevem os fenômenos de incêndios em compartimentos são:

- a) Equação da conservação de massa;
- b) Equação da conservação de energia;
- c) Equação do balanço da quantidade de momento linear; e
- d) Equação de estado.

² O número de Mach, Ma , é a razão entre a velocidade do fluxo e a velocidade do som.

3.1 TRABALHOS DESENVOLVIDOS NO BRASIL COM O AUXÍLIO DO FDS

No Brasil, o FDS vem sendo utilizado como uma ferramenta adequada para auxiliar estudos em diversas finalidades, como: reconstituição de incêndios e avaliação de edificações sinistradas (BRAGA E LANDIM, 2008; MAZZONI, 2010; RUSCHEL, 2011); avaliação da eficiência da compartimentação para a contenção de incêndios (RODRIGUES, 2009; CUNHA, 2016; ANDRADE, 2018; BOLZONI, 2022); avaliação das principais variáveis que ditam o comportamento de incêndios em depósitos (LUZ, 2017); avaliação da propagação de incêndios em edificações (BRUNETTO, 2015; SÁ, 2018; TABACZENSKI *et al.*, 2018; TABACZENSKI *et al.*, 2019); avaliação de sistemas para controle de fumaça (CARLOS, MARIANI E MORAES, 2016); avaliação da altura da camada de fumaça (HENZ, 2020); avaliação da camada de gás quente em incêndio pré-*flashover* (HELFENSTEIN, 2021); predição de fluxo de calor radioativo em incêndios (FRAGA, 2016; FERNANDES, 2018), entre outros.

Braga e Landim (2008) realizaram a reconstituição computacional de um incêndio ocorrido em Brasília em 2007, que vitimou duas crianças e deixou uma pessoa gravemente ferida. O modelo computacional foi desenvolvido através do *software* FDS, que possibilita a adição das propriedades geometrias e características térmicas dos materiais utilizados. Esse modelo foi comparado com as marcas de queima encontradas no local de incêndio e obtiveram resultados significativamente coincidentes, conforme Figura 2. Além disso, verificaram a ocorrência da generalização de incêndio e a ocorrência de um pico de temperatura superior a 1000°C em grande parte do ambiente em um tempo de incêndio inferior a 8 s.

Figura 2 - Marcas decorrentes do incêndio e decorrentes da simulação computacional



Fonte: BRAGA E LANDIM, 2008

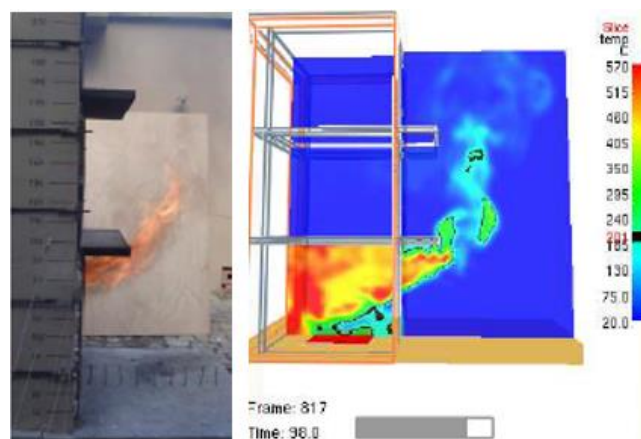
Mazzoni (2010) realizou a simulação computacional do incêndio real que atingiu o prédio que abriga o Condomínio Edifício Cacique em Porto Alegre, RS. O modelo computacional foi baseado na hipótese apresentada no Relatório Técnico N°08/96 do LEME/UFRGS e foi

desenvolvido através dos *softwares* FDS e *Pyrosim*. Assim, o autor pôde constatar que os resultados gerados a partir da simulação computacional são condizentes com a hipótese apresentada no Relatório técnico, que apontava que o início do incêndio ocorreu no 11º andar.

Ruschel (2011) utilizou a simulação computacional para reconstituir o incêndio que atingiu o Shopping Total, em Porto Alegre. As temperaturas reais do sinistro foram estimadas através de ensaios de difratometria de raio-x em amostras de pó de elementos estruturais, extraídas após o incêndio. Durante o desenvolvimento do modelo computacional através dos *softwares* FDS e *Pyrosim*, a autora percebeu uma carência de referencial bibliográfico a respeito de características térmicas de materiais presentes na edificação. No entanto, após a calibração do modelo, os resultados obtidos foram coerentes com o comportamento registrado na estrutura real.

Rodrigues (2009) estudou a eficiência de sistemas de compartimentação vertical externa de acordo com as normativas brasileiras, tendo um enfoque no afastamento vertical entre janelas e na implantação de projeções horizontais externas entre aberturas. A pesquisa se desenvolveu através de ensaios de campo em escala reduzida (1/3) e posterior simulação computacional com o FDS, conforme Figura 3. Os resultados demonstraram que para as situações de carga de incêndio de risco baixo, todas as configurações de afastamento e projeções horizontais foram satisfatórias. No entanto, nas situações com risco médio somente a condição com afastamento de 3 m foi capaz de conter adequadamente a propagação do fogo. Assim, o autor concluiu que a geometria da edificação e as características das aberturas influenciam na dinâmica do incêndio.

Figura 3 - Fachada com projeção horizontal e aberturas estreitas: experimento (à esquerda) e simulação (à direita)



Fonte: RODRIGUES, 2009

Cunha (2016) estudou a influência da compartimentação horizontal seletiva visando a segurança contra incêndio em edificações. Através da simulação computacional no FDS, foi desenvolvido um modelo de uma sala de aula contendo uma compartimentação horizontal seletiva com diferentes combinações aberturas para a exaustão de fumaça. O autor constatou que o modelo de compartimentação proposto é uma medida capaz de confinar o incêndio no ambiente de origem e aumentar significativamente o tempo necessário para a camada de fumaça ocupar todo o ambiente.

Andrade (2018) comparou as normativas do Brasil, Portugal, Inglaterra e Hong Kong em relação ao uso de compartimentações verticais e horizontais em edificações em situação de incêndio. Através do FDS, o autor comparou as normativas internacionais com a legislação do Estado de São Paulo através de 4 estudos de caso. Segundo o autor, a principal divergência encontrada nas normativas é referente à separação de aberturas em compartimentos distintos, que caracteriza um ponto importante na dinâmica de incêndio em relação a eficiência da compartimentação.

Bolzoni (2022) realizou a análise do desempenho de escadas enclausuradas à prova de fumaça, avaliando os parâmetros de escape seguro da edificação e os parâmetros físicos para a análise do fenômeno de empuxo. Através do FDS, o autor realizou a simulação de 4 modelos de escada, considerando 5, 10, 26 e 40 pavimentos, e avaliou os parâmetros de visibilidade, densidade ótica, altura e temperatura da camada de fumaça para os parâmetros de escape seguro e velocidade, temperatura, massa específica e pressão para os parâmetros físicos. O autor constatou que os parâmetros de escape se encontraram fora dos limites para os pavimentos inferiores e que o fenômeno de empuxo das antecâmaras influencia na intensidade do incêndio.

Luz (2017) avaliou o comportamento de incêndios em depósitos. A simulação computacional foi modelada através do *software Pyrosim* e processadas pelo FDS, levando-se em consideração a carga de incêndio, as aberturas na edificação e a disposição das cargas. A autora constatou que quanto maior a carga de incêndio, maior será a temperatura no interior do compartimento e mais cedo haverá a ocorrência de *flashover*. Além disso, a existência de aberturas permite que as temperaturas se mantenham elevadas e o fogo se mantém aceso devido à entrada de oxigênio.

Brunetto (2015) realizou a simulação computacional de incêndios na Escola de Engenharia Nova da UFRGS. O Autor realizou 4 simulações de incêndio variando a localização do início do incêndio (na biblioteca e no terceiro andar) e a presença ou não de livre ventilação através de uma janela aberta. A simulação que considerava o início do incêndio na biblioteca e contava

com a janela aberta apresentou uma propagação acelerada, desencadeando uma situação na qual não haveria tempo suficiente para a evacuação dos ocupantes da edificação.

Sá (2018) avaliou a simulação computacional de edificações em dois estudos de caso. Os modelos foram desenvolvidos no FDS e reproduzidos no OZone. A autora constatou que ambos os *softwares* foram convergentes com os resultados experimentais utilizados para os dois estudos de caso. No entanto, a autora salienta a importância da realização de ensaios experimentais para a calibração do modelo, haja vista a escassez de referencial bibliográfico ou dados precisos em relação aos parâmetros de combustão e propriedades térmicas dos materiais.

Tabaczinski *et al.* (2018) realizaram o estudo de um incêndio em um dormitório residencial através da simulação computacional com o *software* FDS. Com base no estudo experimental realizado por Corrêa *et al.* (2017), os autores desenvolveram um modelo computacional capaz de reproduzir o comportamento experimental do incêndio. Devido à ausência de indicação de parâmetros de propriedades térmicas dos materiais combustíveis utilizados como carga de incêndio no experimento, os autores utilizaram um modelo aproximado com a adição de caibros de madeira para materializar a carga de incêndio na simulação. Após a simulação, os autores constataram que o comportamento do incêndio obtido foi similar ao observado no estudo experimental, pois ambos não apresentaram a generalização do incêndio (*flashover*) devido ao esgotamento do oxigênio e obtiveram o padrão de temperaturas muito similares.

Tabaczinski *et al.* (2019) realizaram a validação da simulação computacional de um incêndio produzido em um estudo experimental. A simulação foi realizada através do FDS e demonstrou que o modelo desenvolvido foi capaz de representar adequadamente as temperaturas de gases em comparação ao incêndio real. No entanto, os autores salientam a modelagem trabalhosa e demorada para a realização das simulações, haja visto que o *software* FDS não possui interface gráfica. Para contornar esse problema, é necessário a utilização de programas auxiliares que adicionam a interface gráfica ao *software*, como o *pyrosim*.

Carlos, Mariani e Moraes (2016) avaliaram o desempenho de sistemas para controle de fumaça em uma edificação de quatro pavimentos. A avaliação levou em consideração o dimensionamento do sistema de controle de fumaça, de acordo com a regulamentação vigente em Portugal e a estimativa do tempo de evacuação de pessoas. Os cenários foram simulados no FDS e consideraram variação na admissão e extração no sistema de fumaça. No entanto, o

estudo mostrou-se inconclusivo, pois verificou-se poucas variações nas condições seguras as vias de evacuação e os autores indicaram que a situação merecia análises mais criteriosas.

Henz (2020) estudou métodos matemáticos para a obtenção da altura da camada de fumaça em diferentes cenários de incêndio. Através do *software* FDS, o autor avaliou nove cenários de incêndio variando entre átrio, edificações residenciais, corredor subterrâneo e túnel. Todos os incêndios reportados na literatura utilizados nas simulações tiveram a altura da camada de fumaça obtida experimentalmente.

Helfenstein (2021) avaliou a temperatura da camada de gás quente em um incêndio pré-*flashover*. Os resultados da simulação computacional realizada com o FDS mostraram que o fator ventilação é proporcionalmente inverso à temperatura da camada de gás.

Fraga (2016) estudou a interação turbulência-radiação através do escoamento interno não reativo de um gás participante em situação de incêndio. Os resultados da simulação no *software* FDS demonstraram que a influência da interação turbulência-radiação no fluxo médio de calor é pequena, independentemente da intensidade de turbulência, do gás participante ou do modelo espectral empregados, apresentando variação em menos de 2% nos resultados quando desconsiderada.

Fernandes (2018) comparou o modelo de gás cinza presente no *software* FDS com o modelo de absorção por relações polinomiais e o modelo baseado no cálculo do coeficiente de absorção através do modelo WSGG (*Weighted-Sum-of-Gray-Gases* ou Modelo da soma-ponderada-de-gases-cinza). O autor constatou que o modelo de gás cinza presente de maneira nativa no *software* FDS apresentou resultados imprecisos no fluxo de calor quando comparados com os resultados obtidos a partir dos modelos implementados no código do FDS. No entanto, segundo o autor, o modelo de gás baseado no WSGG obteve os melhores resultados, com divergências inferiores a 10% em relação aos dados presentes na literatura.

O *software* FDS possui uma variedade de aplicações nas pesquisas realizadas no Brasil. Observa-se que é uma ferramenta que auxilia no entendimento da dinâmica de incêndio, seus fatores de influência e possíveis consequências e, assim, pode ser uma aliada na prevenção de incêndios em edificações. No entanto, é possível constatar a falta de padronização quanto aos parâmetros de combustão dos materiais que devem ser adicionados ao modelo, o que tende a dificultar o bom funcionamento do *software*.

4 MODELAGEM TÉRMICA DE ELEMENTOS DE CONCRETO ARMADO

Tendo em vista os custos elevados para a avaliação experimental em escala real de elementos de concreto armado, a simulação numérica computacional torna-se uma ferramenta essencial para a avaliação do comportamento destes elementos, principalmente quando submetidos a altas temperaturas. A partir da busca realizada na base dados Scopus, que é a maior base de resumos e citações da literatura revisada por pares no mundo, utilizando as palavras-chave “fire AND simulation AND reinforced AND concrete” e os filtros “artigos em status finalizado desenvolvidos em inglês”, encontraram-se 226 trabalhos que aplicavam a simulação numérica na avaliação de elementos de concreto armado em situação de incêndio, dentre os quais 13 foram produzidos em 2023. Considerando os produzidos em 2023, pode-se destacar: avaliação do comportamento ao incêndio de concreto com adição de novos materiais (SUAREZ *et al.*, 2023; WYDRA *et al.*, 2023); verificação do comportamento sísmico de elementos de concreto armado expostas a altas temperaturas (BELAY e WONDIMU, 2023; HAN e BAO, 2023; WANG *et al.*, 2023); e desempenho de estruturas de concreto armado quando em situação de incêndio (JIN *et al.*, 2023).

Suarez *et al.* (2023) estudaram o comportamento de vigas de concreto reforçado com fibras de poliolefina através de formulação de fissura coesiva a partir da incorporação de um diagrama de amolecimento trilinear para descrever o comportamento do material ao ser exposto a altas temperaturas. A simulação numérica foi aplicada para avaliar o comportamento de fratura do material a partir do conceito de zona coesa desenvolvido por Hillerborg (1976) a partir da análise de elementos finitos. Os autores concluíram que, a partir da temperatura de 150°, a resistência diminui à medida que a temperatura aumenta.

Wydra *et al.* (2023) avaliaram a resistência ao fogo de pilares de concreto com barras de polímero reforçadas com fibras de basalto através de programas experimentais e numéricos a partir dos parâmetros termomecânicos das barras e do concreto. A resistência ao fogo do elemento foi calculada por meio de simulação numérica, conforme o tempo em que a resistência mecânica era reduzida em situação de incêndio. Os autores constataram que, em termos da barra, a resistência ao fogo experimental foi cerca de 30% superior ao valor determinado numericamente. Além disso, constataram a resistência ao fogo superior a 3h tanto no programa experimental quanto no programa numérico.

Belay e Wondimu (2023) aplicaram a simulação numérica na previsão do desempenho paredes de cisalhamento em concreto armado submetidas a altas temperaturas e forças sísmicas no cenário incêndio-terremoto. Para as análises, os autores utilizaram as curvas de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999). Os resultados demonstraram que a exposição da parede de cisalhamento ao fogo reduziu a resistência da parede em cerca de 80%, 75% e 68% da parede de cisalhamento de referência durante o período de exposição ao fogo de 30 min, 60 min e 120 min, respectivamente. Além disso, a resistência das paredes devido à exposição ao fogo de um lado, dois lados ou todos os lados foi diminuída em cerca de 68%, 56% e 50% da parede resistente de referência, respectivamente.

Han e Bao (2023) avaliaram o desempenho sísmicos de vigas de concreto armado quando submetidos a altas temperaturas através da aplicação do método dos elementos finitos. Para a análise, os autores utilizaram a curva de incêndio obtida através de um programa experimental. Os autores concluíram que à medida que o número de superfícies de incêndio diminui, a temperatura máxima no centro da seção diminui, os danos diminuem, a degradação da rigidez diminui e a capacidade de dissipação de energia aumenta.

Wang *et al.* (2023) estudaram as características sísmicas pós-incêndio de pórticos de concreto armado reforçados com fibra de carbono. As simulações de elementos finitos foram realizadas para examinar a curva histerética³, a dissipação de energia e distribuição de tensões das juntas reforçadas através da exposição à curva padrão ISO 834 (ISO, 1999). Os autores concluíram que, em relação às juntas não reforçadas pós-incêndio, a capacidade de suporte das juntas reforçadas permaneceu essencialmente inalterado durante a fase elástica.

Jin *et al.* (2023) compararam o desempenho à flexão de três tipos de viga T expostas à curva padrão ISO 834 (ISO, 1999). Para a análise, os autores consideraram uma viga sólida de concreto armado e duas vigas com aberturas circulares de 180 mm, uma com abertura próxima à laje e outra com a abertura ao centro da viga T. Ambas foram analisadas em termos da deflexão e recuperação da deflexão ao longo do tempo, além da avaliação do modo de falha. Os resultados mostraram que a resistência ao fogo das vigas com a abertura circular com banzo inferior de 200 mm era quase igual à da viga maciça e ambas falharam em estado dúctil. No entanto, a resistência ao fogo das vigas com a abertura circular com banzo inferior de 100 mm foi 18,9% inferior ao da viga maciça e falhou de forma frágil. Além disso, os autores

³ A curva histerética é gerada através da resposta da tensão em função da deformação de um material sujeito a um carregamento cíclico.

propuseram um método simplificado de alta precisão para estimar o desempenho à flexão de vigas T com aberturas circulares sob fogo.

No Brasil, a simulação numérica de elementos de concreto armado é aplicada para a avaliação do comportamento térmico deste elemento. Pode-se destacar: análise de confiabilidade das estruturas de concreto armado expostas ao incêndio (PIRES, 2023; PREUSS, 2023); desempenho e segurança de estruturas de concreto armado em situação de incêndio (FANTON, 2019; FERREIRA, 2019; PADRE *et al.*, 2019; BERNARDI *et al.*, 2020; BARROS, 2021; COSTA, 2021; ALVES, 2023).

Pires (2023) estudou a confiabilidade de vigas de concreto armado em situação de incêndio através da aplicação das curvas de incêndio-padrão ISO 834 (ISO, 1999) e ASTM E 119 (ASTM, 2000). O autor desenvolveu um programa computacional através do *software* Matlab para realizar a análise e aplicou o método da isoterma de 500 °C para a verificação da resistência ao incêndio. O autor concluiu que as variáveis que apresentavam maior influência na confiabilidade das vigas de concreto armado em situação de incêndio foram o cobrimento e a temperatura de incêndio. Além disso, o autor identificou que o número de faces da viga afetada pelo incêndio possui grande impacto na segurança dessas estruturas.

Preuss (2023) avaliou a confiabilidade de pilares de concreto armado de seção retangular à temperatura ambiente e em situação de incêndio, através da aplicação das curvas de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999) e ASTM E 119 (ASTM, 2000). A análise considerou a ação de flexão composta oblíqua, a não linearidade física de geométrica e a aleatoriedade das ações (permanente e variável). A simulação considerou a exposição a um incêndio completamente desenvolvido em até 4h de exposição. O autor concluiu que: à medida que a taxa de armadura aumenta, o índice de confiabilidade diminui; o índice de confiabilidade diminui à medida que o índice de esbeltez aumenta; o aumento de excentricidade de primeira ordem diminui o índice de confiabilidade; os resultados de confiabilidade aumentam com o aumento do cobrimento de concreto; e que o índice de confiabilidade aumenta com o aumento da resistência à compressão do concreto.

Fanton (2019) estudou o comportamento termomecânico de lajes de concreto armado submetidas a curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999) e a curva de hidrocarbonetos através da modelagem estrutural em elementos finitos. Os modelos desenvolvidos pela autora foram calibrados com base em experimentos encontrados na literatura. Através da análise

paramétrica, constatou que o deslocamento no centro da laje com agregado silicoso foi 47% superior àquela com agregado calcário. No entanto, para a curva de incêndio de hidrocarbonetos, essa diferença foi de 58%.

Ferreira (2019) realizou um estudo numérico dos efeitos estruturais em pilares de concreto armado em situação de incêndio, considerando a exposição à curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999). O estudo foi baseado na avaliação tridimensional do comportamento dos pilares de concreto armado em incêndio através da aplicação do método dos elementos finitos. O autor constatou que o dimensionamento feito pela NBR6118 (2019⁴) em conjunto com a NBR 15200 (2012) oferece a segurança requerida, protegendo o aço frente ao aumento de temperatura e resistindo ao incêndio sem atingir o colapso estrutural.

Padre *et al.* (2019) desenvolveram um algoritmo computacional para a verificação da resistência de seções de quaisquer elementos de concreto armado à flexão composta oblíqua em temperatura ambiente e em exposição à curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999). O algoritmo foi baseado no perfil de deformações da seção segundo a NBR 15200 (2012) e obteve resultados similares aos encontrados na literatura, com uma diferença de aproximadamente 28,5%. Os autores atribuíram tais diferenças à não consideração do *spalling* na análise computacional.

Bernardi *et al.* (2020) estudaram o comportamento termo-estrutural de uma viga de concreto armado em situação de incêndio. Para a análise, os autores consideraram a aplicação da curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999) e realizaram a verificação analítica dos momentos últimos da viga antes e depois do incêndio para estimar a fragilização da estrutura. Por fim, concluíram que o momento último resistente da viga sofre uma redução de aproximadamente 78,7% ao ser exposta ao incêndio.

Barros (2021) avaliou o desempenho de estruturas mistas de aço-concreto em situação de incêndio. O autor realizou a simulação computacional de vigas, pilares e pórticos planos mistos de concreto armado para a realização das análises térmicas nas seções transversais dos elementos. A partir da comparação com dados experimentais, o autor constatou a eficiência do método computacional na avaliação do desempenho de elementos de concreto armado. Como conclusões da pesquisa, o autor concluiu que o comportamento de membros isolados como

⁴ Edição atualizada em 2023.

vigas e colunas, bem como de pórticos planos sob fogo, é descrito de maneira mais precisa quando o modelo é baseado em uma discretização em fibras da seção transversal.

Costa (2021) estudou os efeitos termomecânicos de lajes de concreto armado submetidas ao incêndio a partir de uma análise paramétrica. O programa numérico considerou a alteração das classes de agressividade segundo a NBR 6118 (2019⁵), as espessuras dos elementos e considerou a exposição à curva padrão ISO 834 (ISO, 1999). O autor concluiu que os cobrimentos das armaduras para as classes de agressividade I e II não desencadearam grande interferência na distribuição da temperatura nos elementos, em virtude da sua pequena área em comparação à de concreto.

Alves (2023) realizou a verificação da resistência ao fogo de pilares, vigas e lajes de concreto armado de um edifício de múltiplos andares através da análise computacional presente no *software* TQS. O autor verificou que em todas as situações os pilares presentes na cobertura não passaram nas verificações de segurança e os pilares P1, P3, P4, P6, P7, P12, P13, P15, P16 e P18 apresentaram insegurança nos pavimentos tipo. No entanto, todas as vigas e lajes obtiveram resultados satisfatórios quanto a avaliação da segurança ao incêndio.

Portanto, a modelagem computacional de incêndio apresenta-se como uma grande aliada para a realização de pesquisas voltadas comportamento de elementos de concreto armado sob o ponto de vista da SCIE. Observa-se que a modelagem computacional auxilia na avaliação do comportamento de novos materiais incorporados aos elementos de concreto armado, análise de esforços combinados, como os cenários incêndio-terremoto, e nas análises de confiabilidade, segurança e desempenho desses elementos quando em situação de incêndio.

5 PROJETO DE ESTRUTURAS DE CONCRETO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

O dimensionamento de estruturas de concreto em situação de incêndio no Brasil é realizado conforme a NBR 15200 (ABNT, 2012). A referida norma apresenta cinco métodos para a verificação de estruturas de concreto armado em situações de incêndio: o método tabular, que leva em consideração o tipo de elemento e o tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF); o método analítico para pilares, em que se realiza o cálculo do tempo de resistência ao fogo (TRF) para pilares com mais de uma face exposta ao fogo; o método simplificado de cálculo, que leva em consideração a distribuição de temperatura na seção transversal do elemento; o método avançado de cálculo, que segue uma rigorosa determinação dos esforços solicitantes de cálculo acrescido das deformações térmicas; e o método experimental. As considerações da NBR 15200 (ABNT, 2012) são válidas para elementos de concreto com $f_{ck} \leq 50$ MPa e submetidos à curva de incêndio padrão proposta pela norma, que foi baseada na ISO 834 (ISO, 1999). A seguir, é apresentada a metodologia para a determinação do TRRF para o projeto de estruturas e o método tabular para o dimensionamento de vigas de concreto armado.

5.1 TEMPO REQUERIDO DE RESISTÊNCIA AO FOGO (TRRF)

Segundo a NBR 14432 (ABNT, 2001, p.3), tempo requerido de resistência ao fogo é “o tempo mínimo de resistência ao fogo de um elemento construtivo quando sujeito ao incêndio-padrão”. Além disso, a norma traz que quando um elemento fizer parte de mais de um edifício ou compartimento, deve ser adotado o maior dos TRRFs. O TRRF, em minutos, é determinado através de uma tabela presente na NBR 14432 (ABNT, 2001), que considera as características da edificação em relação ao grupo, à ocupação/uso, à profundidade do subsolo e à altura. A IT 08 (CBPMESP, 2019), desenvolvida pelo Corpo de Bombeiros da Polícia Militar do Estado de São Paulo (CBPMESP) e adotada pelo Corpo de Bombeiros do Estado do Rio Grande do Sul (CBMRS), possui uma tabela similar.

A tabela para a determinação do TRRF presente na NBR 14432 (ABNT, 2001) considera 5 classificações em relação à altura da edificação: edificações com altura inferior a 6 m; entre 6 a 12 m; entre 12 a 23 m; entre 23 a 30 m; e superiores a 30 m. No entanto, a IT 08 (CBPMESP, 2019) adota 8 classificações em relação à altura da edificação, pois considera as classes que vão de 30 a 80 m, de 80 a 120 m, de 120 a 150 e as superiores a 150 m. Além disso, a IT 08 (CBPMESP, 2019) adiciona 3 classificações em relação a ocupação/uso através da consideração dos grupos L, M e K, sendo explosivos, especial e energia, respectivamente. Ademais, a IT 08 (CBPMESP, 2019) também adiciona divisões nos grupos D, F, H, I e J,

conforme segue: D-4 (laboratório); F-9 (recreação pública), F-10 (exposição de objetos ou animais) e F-11 (edificações de caráter regional); H-6 (clínica e consultório médico e odontológico); I-1 (locais industriais de baixo risco de incêndio); e J-1 (depósito de material incombustível) e J-4 (depósito de alto risco de incêndio).

Ambas, a NBR 14432 (ABNT, 2001) e a IT 08 (CBPMESP, 2019), apresentam os casos de isenções ao atendimento do TRRF. Contudo, a IT 08 (CBPMESP, 2019), em alguns casos, possui requisitos de isenção mais restritivos que a NBR 14432 (ABNT, 2001). Por exemplo, os requisitos de isenção para edificações com área total inferior a 1500 m², que a NBR 14432 (ABNT, 2001) aceita a isenção para cargas de incêndio específicas de até 1000 MJ/m² enquanto a IT 08 (CBPMESP, 2019) aceita a isenção para cargas de incêndio de até 500 MJ/m² e restringe a isenção a estabelecimentos com a classificação de uso enquadrada nas categorias C-2, C-3, E-6, F-1, F-5, F-6, F-11, H-2, H-3 e H-5. No entanto, a IT 08 (CBPMESP, 2019) traz casos de isenções que não estão presentes na NBR 14432 (ABNT, 2001), como a isenção para os mezaninos com área inferior a 750 m² e estrutura desvinculada do edifício principal, bem como para os mezaninos com área superior a 750 m² das edificações isentas de verificação do TRRF e para as escadas abertas (não enclausuradas), desde que não possuam materiais combustíveis incorporados em suas estruturas, acabamentos ou revestimentos. Além disso, a IT 08 (CBPMESP, 2019) traz o método do tempo equivalente para a redução do TRRF, que não aparece na NBR 14432 (ABNT, 2001).

O TRRF pode ser determinado através do método equivalente – presente na IT 08 (CBPMESP, 2019) e na NBR 15200 (ABNT, 2012) – e não poderá apresentar valores de redução superiores a 30 min. No entanto, a IT 08 (CBPMESP, 2019) informa que as edificações do grupo L (explosivos), e das divisões M-1 (túneis), M-2 (parques de tanques), M-3 (centrais de comunicação) e K-1 (subestação elétrica) não podem sofrer redução de TRRF. O método do tempo equivalente consiste no cálculo da temperatura do elemento estrutural a partir da curva-padrão para um tempo fictício, onde essa temperatura corresponde à máxima temperatura do elemento. Além disso, o cálculo do tempo equivalente considera a influência da ventilação e fatores geométricos do compartimento, caracterizando um incêndio mais real daquele proposto pela ISO 834 (ISO,1999). O tempo equivalente é calculado conforme Equação 5.

$$t_{eq} = 0,07 * q_{fi} * \gamma_n * \gamma_s * w \quad (Eq. 5)$$

Onde:

$q_{fi} * \gamma_n * \gamma_s$ – deve ser no mínimo igual a 300 MJ/m²;

t_{eq} – é o tempo equivalente (minutos);

q_{fi} – é o valor da carga de incêndio específica do compartimento analisado (MJ/m²);

γ_n – é o produto $\gamma_{n1} * \gamma_{n2} * \gamma_{n3}$ que são fatores adimensionais que consideram a presença de medidas de proteção ativa na edificação;

γ_s – é o produto $\gamma_{s1} * \gamma_{s2}$ que são fatores adimensionais que dependem do risco de incêndio; e

w – é um fator adimensional associado à ventilação do ambiente e à altura do compartimento.

As proteções ativas são a existência de chuveiros automáticos ($\gamma_{n1} = 0,6$), a brigada contra incêndio ($\gamma_{n2} = 0,9$) e a existência de detecção automática ($\gamma_{n3} = 0,9$). Quando há a ausência de alguma dessas medidas de proteção, o valor adotado para o γ_n é igual a 1.

O fator dependente do risco de incêndio é calculado levando-se em consideração a característica da edificação ($1 \leq \gamma_{s1} \leq 3$) que é dado pela Equação 6 e pelo risco de ativação (γ_{s2}), conforme Tabela 3.

$$\gamma_{s1} = 1 + \frac{A_f * (h + 3)}{10^5} \quad (Eq. 6)$$

Onde:

A_f – é a área do piso do compartimento (m²); e

h – é a altura do piso habitável mais elevado da edificação (m).

Tabela 3 - Riscos de ativação γ_{s1}

Valores de γ_{s2}	Risco de ativação do incêndio	Exemplos de ocupação
0,85	Pequena	Escola, galeria de arte, parque aquático, igreja, museu
1,0	Normal	Biblioteca, cinema, correio, consultório médico, escritório, farmácia, frigorífico, hotel, livraria, hospital, laboratório fotográfico, indústria de papel, oficina elétrica ou mecânica, residência, restaurante, teatro, depósitos de: produtos farmacêuticos, bebidas alcoólicas, supermercado, venda de acessórios de automóveis, depósitos em geral
1,2	Média	Montagem de automóveis, hangar, indústria mecânica
1,5	Alta	Laboratório químico, oficina de pintura de automóveis

Fonte: CBMRS, 2019

O fator que considera a influência da ventilação e da altura do compartimento (w), é calculado conforme Equação 7.

$$w = \left(\frac{6}{H}\right)^{0,3} * \left\{0,62 + 90 * \left(0,4 - \frac{A_v}{A_f}\right)^4\right\} \geq 0,5, \text{ para } \frac{A_v}{A_f} \leq 0,3 \quad (\text{Eq. 7})$$

Onde:

A_v – é a área de ventilação vertical para o ambiente externo do compartimento, admitindo-se que os vidros das janelas se quebrarão em incêndio (m²);

A_f – é a área do piso do compartimento (m²); e

H – é a altura do compartimento (m).

5.2 MÉTODO TABULAR

O método tabular consiste no atendimento às dimensões mínimas apresentadas na NBR 15200 (ABNT, 2012) tendo em vista o tipo de elemento estrutural e o TRRF, além de respeitar as dimensões mínimas presentes na NBR 6118 (ABNT, 2023). Segundo a NBR 15200 (ABNT, 2012, p.14), as dimensões mínimas são “a largura das vigas (b), a espessura das lajes, as dimensões das seções transversais de pilares e tirantes e, principalmente, a distância entre o eixo da armadura longitudinal e a face do concreto exposta ao fogo (c_1)”. A consideração apenas da armadura longitudinal leva em conta que em situação de incêndio as peças de concreto rompem usualmente por flexão ou flexocompressão e não por cisalhamento (ABNT, 2012).

5.2.1 Verificação de vigas

A partir da hipótese de vigas com aquecimento em três lados, sob laje, a NBR 15200 (ABNT, 2012) apresenta a Tabela 4 e a Tabela 5 para a verificação das dimensões mínimas $b_{mín}$ e $b_{wmín}$ das vigas e o valor de c_1 das armaduras inferiores. Segundo a NBR 15200 (ABNT, 2012, p.15), “os valores indicados nas tabelas podem ser empregados também para o caso de vigas aquecidas nos quatro lados, desde que a altura não seja inferior a $b_{mín}$ e a área da seção transversal da viga não seja inferior a $2 * b_{mín}$ ”.

Segundo a NBR 15200 (2012), devido à concentração de temperatura junto a borda inferior das vigas, em vigas com apenas uma camada de armadura e largura não superior ao indicado na coluna 3 da Tabela 4 e na coluna 2 da Tabela 5, o c_{1l} da borda inferior da viga deve ser 10 mm maior do que o c_1 obtidos das referidas tabelas. Para vigas de largura variável, $b_{mín}$ se refere ao mínimo valor de b medido ao nível do centro geométrico das armaduras, enquanto b_w é a

menor largura da alma, conforme Figura 4. Na verificação de vigas de seção I, tanto a largura b quanto a altura efetiva, d_{ef} , devem ser maiores do que b_{min} . O cálculo de d_{ef} , é definido na Equação 8.

Tabela 4 - Dimensões mínimas para vigas biapoiadas^a

TRRF (min)	Combinações de b_{min}/c_1				b_{wmin} (mm)
	1	2	3	4	
30	80/25	120/20	160/15	190/15	80
60	120/40	160/35	190/30	300/25	100
90	140/60	190/45	300/40	400/35	100
120	190/68	240/60	300/55	500/50	120
180	240/80	300/70	400/65	600/60	140

^a Os valores de c_1 indicados nesta tabela são validos para armadura passiva. No caso de elementos protendidos, os valores de c_1 para as armaduras ativas são determinados acrescentando-se 10 mm para barras e 15 mm para fios e cordoalhas.

Fonte: ABNT, 2012

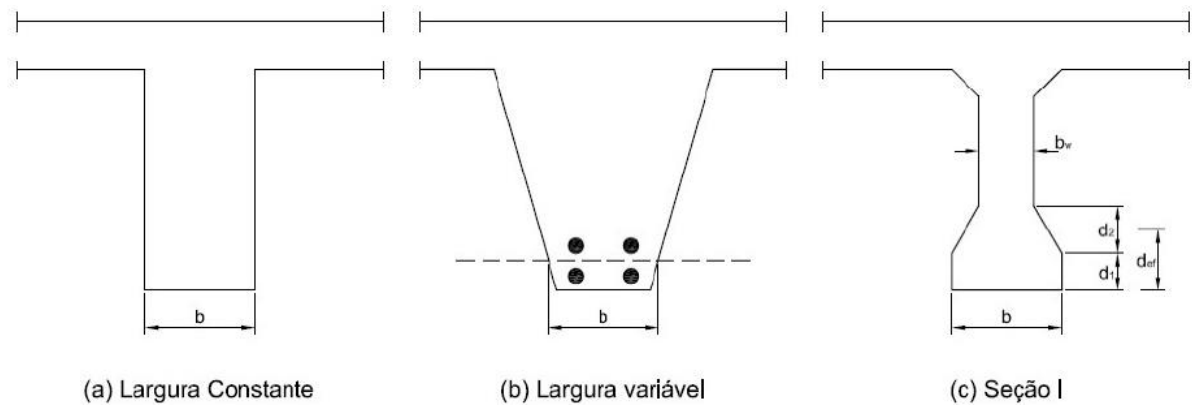
Tabela 5 - Dimensões mínimas para vigas contínuas ou vigas de pórticos^a

TRRF (min)	Combinações de b_{min}/c_1				b_{wmin} (mm)
	1	2	3	4	
30	80/15	160/15	-	-	80
60	120/25	190/12	-	-	100
90	140/37	250/25	-	-	100
120	190/45	300/35	450/35	500/30	120
180	240/60	400/50	550/50	600/40	140

^a Os valores de c_1 indicados nesta tabela são validos para armadura passiva. No caso de elementos protendidos, os valores de c_1 para as armaduras ativas são determinados acrescentando-se 10 mm para barras e 15 mm para fios e cordoalhas.

Fonte: ABNT, 2012

Figura 4 - Dimensões para diferentes tipos de seção transversal de vigas



Fonte: ABNR, 2012

$$d_{ef} = d_1 + 0,5 * d_2 \quad (Eq. 8)$$

No caso de $b \geq 1,4$ e $b * d_{ef} < 2 * b_{min}^2$, então c_1 deve ser acrescido de:

$$c_1 * \left(1,85 - \frac{d_{ef}}{b_{min}} * \sqrt{\frac{b_w}{b}} \right) \geq c_1 \quad (Eq. 9)$$

A NBR 15200 (ABNT, 2012) especifica que em vigas com $TRRF \geq 90$ min, a área de aço negativa entre o centro do apoio e a distância $0,3 * L_{ef}$ não deve ser menor que:

$$A_{s,calc}(x) = A_{s,calc}(0) * \left(\frac{1 - 2,5x}{L_{ef}} \right) \quad (Eq. 10)$$

Onde:

x – é a distância entre o centro do apoio e a seção considerada;

$A_{s,calc}(x)$ – mínima armadura negativa localizada na distância “ x ”;

$A_{s,calc}(0)$ – armadura negativa calculada conforme NBR 6118 (2023); e

L_{ef} – comprimento efetivo do vão da viga, conforme Item 14.6.2.4 da NBR 6118 (2023).

5.3 MÉTODO DA ISOTERMA DE 500 °C SEGUNDO EN 1992-1-2(2004)

O método da isoterma de 500 °C apresentado no EN 1992-1-2 (EN, 2004) pode ser aplicado a seções expostas a qualquer regime de incêndio, desde que provoque isotermas semelhantes às obtidas no elemento através de curvas de incêndio padrão. Além disso, de acordo com o EN 1992-1-2 (EN, 2004) o método é válido para seções transversais que possuam, no mínimo, as dimensões indicadas na Tabela 6.

Tabela 6 - Largura mínima da seção transversal para o uso do método da isoterma de 500 °C

TRRF (min)	Largura mínima (mm)
60	90
90	120
120	160
180	200
240	280

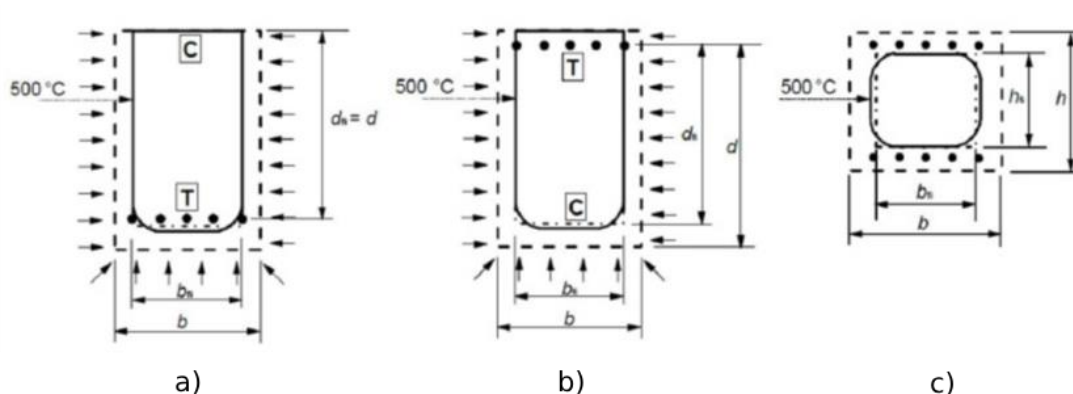
Fonte: EN, 2004

O método consiste na redução da seção transversal do concreto com o intuito de simular a perda de resistência do concreto. Dessa maneira, a região externa à isoterma de 500 °C é desprezada e considera-se que o concreto da seção residual possui a mesma resistência característica à compressão em situação de incêndio e à temperatura ambiente, ou seja, o fator de redução da resistência do concreto em função de temperaturas elevadas ($k_{c,\theta m}$) é desconsiderado.

Dessa maneira, de acordo com o EN 1992-1-2 (EN, 2004) após a determinação da isoterma, determina-se a nova largura, b_{fi} , e a nova altura efetiva, d_{fi} , da seção transversal excluindo o

concreto de fora da isoterma de 500 °C. A Figura 5 apresenta os exemplos de redução de seções presentes no EN 1992-1-2 (EN, 2004).

Figura 5 - Redução de seções de concreto armado através do método simplificado de isoterma de 500 °C: a) exposição três faces ao incêndio com zona tracionada exposta, b) exposição de três faces ao incêndio com zona comprimida exposta e c) exposição de quatro faces (viga ou pilar)



Fonte: EN, 2004

Os efeitos do calor sobre a armadura são considerados por meio da redução da resistência e do módulo de elasticidade do aço em função da temperatura (θ) assumida pela isoterma da seção transversal que passa pelo centro geométrico das barras. A Tabela 7 apresenta os coeficientes de redução da resistência característica da armadura em função da temperatura.

Tabela 7 - Coeficientes de redução para a resistência da armadura passiva ($k_{s,\theta}$) e para o módulo de elasticidade ($k_{E_s,\theta}$) em função da temperatura segundo EN 1992-1-2 (EN, 2004)

Temperatura do aço ° C	$k_{s,\theta} = f_{yk,\theta}/f_{yk}$			$k_{E_s,\theta} = E_{s,\theta}/E_{sk}$	
	Tração		Compressão CA-50 ou CA 60	CA-50	CA-60
	CA-50	CA-60			
1	2	3	4	5	6
20	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
100	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
200	1,00	1,00	0,89	0,90	0,87
300	1,00	1,00	0,78	0,80	0,72
400	1,00	0,94	0,67	0,70	0,56
500	0,78	0,67	0,56	0,60	0,40
600	0,47	0,40	0,33	0,31	0,24
700	0,23	0,12	0,10	0,13	0,08
800	0,11	0,11	0,08	0,09	0,06
900	0,06	0,08	0,06	0,07	0,05
1000	0,04	0,05	0,04	0,04	0,03
1100	0,02	0,03	0,02	0,02	0,02
1200	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00

Fonte: EN, 2004

Em resumo, o método da isoterma de 500 °C consiste em:

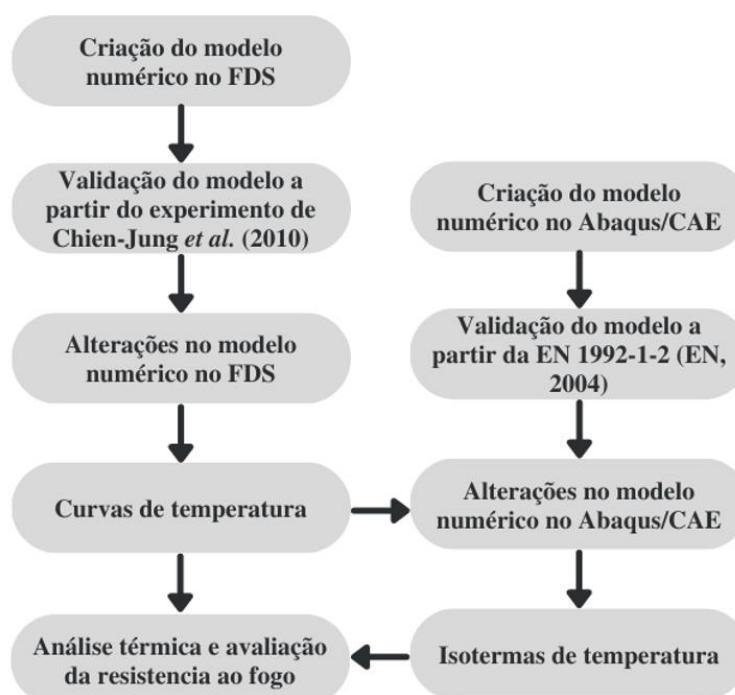
1. Determinar a distribuição de temperatura na seção transversal do elemento de concreto em função do TRRF;

2. Reduzir a seção transversal;
3. Determinar a temperatura nas barras de armadura;
4. Determinar a redução das características mecânicas do aço em função da temperatura (Tabela 7);
5. Estimar a resistência da estrutura com as propriedades reduzidas;
6. Comparar o valor de cálculo do esforço resistente em altas temperaturas com o valor de cálculo do esforço atuante em situação excepcional.

6 MODELAGEM NUMÉRICA

A estratégia estabelecida para esta pesquisa consiste, inicialmente, no desenvolvimento e validação do modelo numérico de incêndio desenvolvido no FDS. O modelo numérico é baseado no trabalho experimental desenvolvido por Chien-Jung *et al.* (2010), que consiste na avaliação do comportamento em incêndio, em escala real, de um escritório mobiliado. Após a etapa de validação, foram adicionadas 6 vigas de concreto armado ao modelo e alterou-se a carga de incêndio inicial para a adequação ao médio e alto risco de incêndio. Com as curvas de incêndio obtidas através das simulações no FDS, realizou-se a análise térmica das vigas de concreto a partir das isotermas de temperatura geradas pelo modelo numérico desenvolvido no Abaqus/CAE. O modelo gerado no Abaqus/CAE foi validado a partir dos dados presentes no Anexo A do EN 1992-1-2 (EN, 2004). Por fim, verificou-se a resistência ao fogo das vigas através da aplicação do método tabular prescrito pela NBR 15200 (2012) e do método da isoterma de 500° C presente no EN 1992-1-2 (EN, 2004). A Figura 6 apresenta um esquema da estratégia adotada para o desenvolvimento desta pesquisa.

Figura 6 – Estratégia da pesquisa



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Assim, este capítulo apresenta uma contextualização sobre o experimento de Chien-Jung *et al.* (2010) e os parâmetros utilizados no *software* CFD (do inglês: *Computacional Fluid Dynamics*)

utilizado neste trabalho, como as hipóteses simplificadas, a malha numérica e o processo de modelagem e validação da simulação. Além disso, o capítulo apresenta as modificações realizadas no modelo numérico pós-validação para adequação à análise posterior em relação ao TRRF, que será baseada nas isotermas de temperatura da seção transversal das vigas obtidas por simulação numérica no *software* Abaqus/CAE.

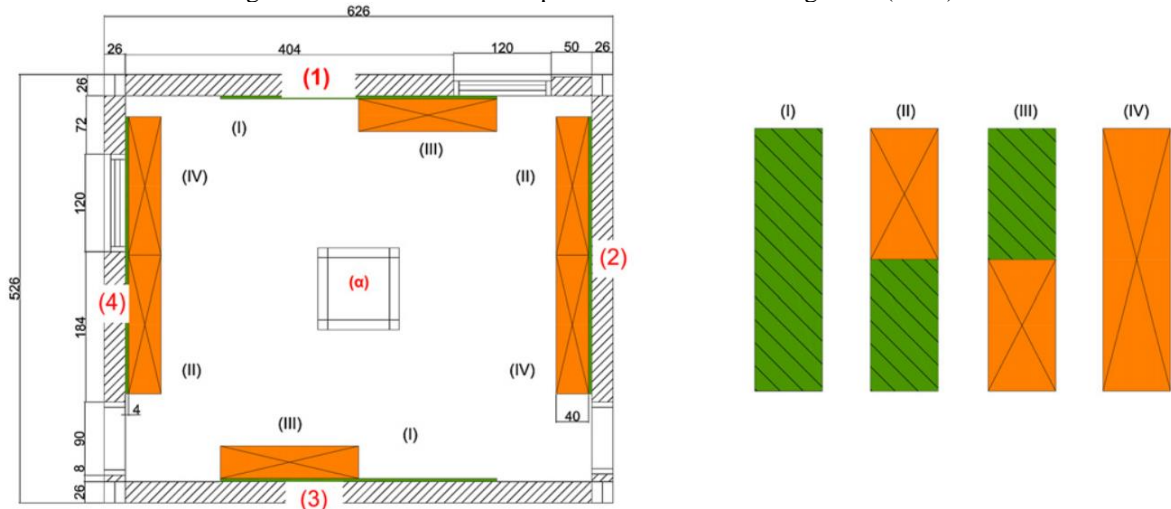
6.1 O EXPERIMENTO DE CHIEN-JUNG ET AL. (2010)

Com o objetivo de explorar o crescimento e a propagação do fogo através das taxas de liberação de calor e temperatura do ar de um compartimento, em escala real, com cargas de incêndio fixas, Chien-Jung *et al.* (2010) desenvolveram um programa experimental e uma posterior simulação numérica de um incêndio em um escritório mobiliado. O escritório é constituído por paredes de 26 cm de tijolos estruturais com dimensões externas de 6,26 x 5,26 x 2,4 m e possui o teto de *light steel frame* (estrutura em aço leve) com revestimento de gesso. Duas portas de 0,9 x 2,1 m foram adicionadas ao compartimento e foram mantidas abertas durante toda a duração do experimento.

O mobiliário é constituído por armários de compensado (*plywood*) de 4 mm de espessura fixados nas paredes. O experimento considerou duas configurações para os armários: as paredes horizontais possuíam apenas armários baixos e as paredes verticais possuíam a combinação de um armário alto e um armário inteiro, conforme Figura 7. Além disso, todos os armários possuíam uma placa de compensado de 4 mm de espessura e dimensões de 1,6 x 2,4 cm na parte posterior.

Segundo Chien-Jung *et al.* (2010), foram adicionadas *wooden cribs* (pilhas de madeira) constituídas por 200 tiras de abeto (*spruce*) com dimensões de 2,4 x 3,6 x 90 cm. As tiras foram empilhadas em grupos de 6 unidades e posicionadas ao centro do modelo em um espaço de 0,90 x 0,90 cm. Abaixo das *wooden cribs* foi adicionado 1 litro de uma pasta de etanol em uma panela circular para a ignição do incêndio.

De acordo com Chien-Jung *et al.* (2010), as paredes paralelas ao eixo x possuem 92,1 kg de compensado e as paredes paralelas ao eixo y possuem 102,1 kg. Além disso, as *wooden cribs* possuem 54,43 kg de abeto. Assim, o total de material combustível considerado no experimento foi de 248,63 kg.

Figura 7 - Dimensões do compartimento de Chien-Jung *et al.* (2010)

Fonte: CHIEN-JUNG *ET AL.*, 2010

O experimento teve duração de aproximadamente 840 s e apresentou um pico de *Heat Release Rate* (HRR), que significa “taxa de liberação de calor”, de 7 MW. O comportamento do incêndio foi documentado por Chien-Jung *et al.* (2010) e é apresentado na Tabela 8.

Tabela 8 - Documentação do experimento

Tempo (s)	Fenômeno
75	Ignição das <i>wooden cribs</i>
284	Fumaça na porta leste
330	Parte superior do material da porta leste incendiado
363	Parte superior do armário alto oeste incendiado
379	Chamas saindo pela entrada leste
400	<i>Flashover</i>
690	Material das paredes e armários queimados com apenas cantos de madeira ainda queimando
840	Fim do experimento

Fonte: Adaptado de CHIEN-JUNG *ET AL.* (2010)

6.2 FIRE DYNAMICS SIMULATOR

Devido ao FDS ser um *software* de código aberto e possibilitar um fácil acesso através de *downloads* gratuitos pelo *site* do NIST, esse foi o *software* escolhido para a realizar a simulação de incêndio desta pesquisa. Além disso, como demonstrado no item 3, o FDS já foi amplamente utilizado em diversos trabalhos acadêmicos brasileiros e possuiu um desempenho satisfatório na reconstituição de incêndios e avaliação de edificações sinistradas, avaliação da eficiência da compartimentação para a contenção de incêndios, avaliação da propagação de incêndios em edificações, dentre outros, sendo indicado para a reconstrução do programa experimental realizado por Chien-Jung *et al.* (2010).

6.2.1 Validação do modelo numérico no FDS

Para o experimento analisado, considerou-se um domínio computacional com as seguintes dimensões: 9,0 m de comprimento (eixo x), 5,40 m de profundidade (eixo y) e 2,90 m de altura (eixo z), com uma malha cúbica de 10 cm. Assim, o modelo considera 140.940 elementos computacionais.

A malha do modelo computacional foi definida através da metodologia proposta no próprio guia do usuário do FDS, em que a malha é obtida através de uma medida adimensional $D/\delta x$, onde D é um diâmetro característico do fogo e δx é o tamanho nominal da malha. Segundo McGrattan *et al.* (2022), D pode ser definido através da Equação 11.

$$D = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{5}} \quad (Eq. 11)$$

Onde,

D – é o diâmetro característico do incêndio;

\dot{Q} – é o HRR total do incêndio (kW);

ρ_{∞} – é a densidade do fluido do ambiente, ou seja, do ar (kg/m³);

c_p – é o calor específico do fluido em (kJ/kg.K);

T_{∞} – é a temperatura ambiente do fluido (K);

g – é a aceleração da gravidade (m/s²).

A Tabela 9 apresenta os valores para D e $D/\delta x$ para quatro valores de malha estimados, considerando um valor máximo de HRR de 7 MW obtido através do experimento de Chien-Jung *et al.* (2010).

Tabela 9 - Valores de $D/\delta x$ para determinação da malha

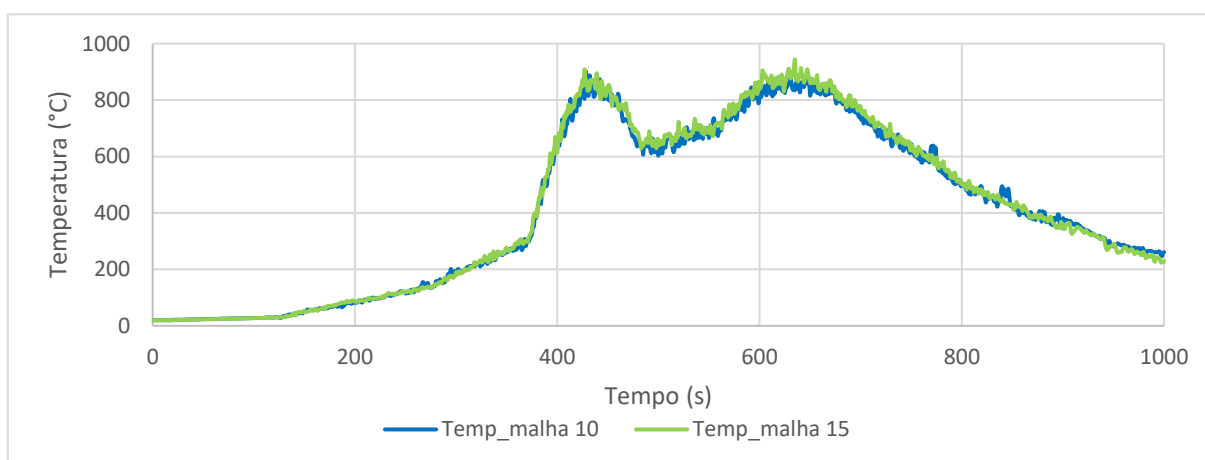
HRR (kW)	D (m)	$D/\delta x$	
		$\delta x = 10$	$\delta x = 15$
7000	2,089	20,89	13,93
Tempo computacional		1	0,25

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

De acordo com McDermott *et al.* (2010) e Salley e Kassawara (2007), a faixa recomendada para os valores de $D/\delta x$ é entre 4 e 16. Nesse sentido, as malhas de 10 e 15 cm foram testadas no modelo desenvolvido no FDS para o experimento de Chien-Jung *et al.* (2010). Ambas as simulações obtiveram resultados semelhantes para as curvas de temperatura ambiente,

conforme demonstrado na Figura 8, com diferenças médias de 6,97% entre a malha de 10 cm e a malha de 15 cm. Outro fator importante para a escolha da malha é a adequação da malha com os elementos presentes no modelo. Nesse sentido, o tempo computacional para a malha de 15 cm é reduzido (cerca de 4 vezes inferior ao tempo computacional da malha de 10 cm), porém a malha é grosseira. Assim, a malha de 10 cm foi escolhida para esta pesquisa com base nos valores obtidos com o teste de malha realizado, na qual o valor de 10 cm representa uma malha mais refinada do que o recomendado na literatura, além de possuir um tempo requerido para o processamento da simulação dentro do aceitável para a realização da pesquisa.

Figura 8 - Curvas de temperatura para as malhas computacionais de 10 e 15 cm



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Para garantir a comunicação entre os ambientes internos e externos e a alimentação do incêndio com oxigênio, foram criadas superfícies abertas denominadas *Open Vents* indicando a abertura para o lado exterior do domínio computacional para os eixos x e y, tendo em vista a presença de duas portas com abertura para o exterior no experimento avaliado. Como parâmetro inicial da simulação, a temperatura ambiente inicial foi definida como 20°C e não foram definidos parâmetros de pressão atmosférica e umidade relativa do ar. Além disso, não foi considerado o fluxo inicial devido ao vento.

Como padrão do FDS, todas as obstruções inseridas no modelo são inertes com a temperatura fixada na temperatura ambiente inicial. Nesse sentido, é necessário fornecer os valores das propriedades térmicas de cada material para que este seja influenciado pelo incêndio.

As propriedades térmicas do compensado (*plywood*) e da madeira utilizados nas simulações são as mesmas utilizadas por Chien-Jung *et al.* (2010). Tendo em vista que as paredes do experimento foram construídas com tijolo e o teto era composto de compensado com uma camada de gesso, foi necessário buscar na literatura os dados de condutividade térmica,

densidade e calor específico para estes materiais. As propriedades do tijolo foram obtidas de McGrattan *et al.* (2022) e os dados do gesso foram obtidos do trabalho de Moon *et al.* (2021). A Tabela 10 apresenta as propriedades térmicas dos materiais utilizadas na simulação.

Tabela 10 - Propriedades térmicas dos materiais da validação do experimento

Material	Densidade (kg/m ³)	Condutividade térmica (W/m.k)	Calor específico (kJ/kg.K)
Tijolo	1600	0,69	0,84
Compensado	730	0,14	1,38
Madeira	450	0,14	1,38
Gesso	1440	0,48	0,84

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

A partir dos parâmetros do experimento de Chien-Jung *et al.* (2010), o compartimento foi ajustado para a malha escolhida e consiste em um retângulo de 6,40 x 5,20 m composto por paredes de tijolos de 20 cm de espessura e duas portas opostas de 0,90 m cada. A altura do domínio do modelo foi definida de -0,10 a 2,80, na qual o piso possui 10 cm, o teto é composto de 5 cm de compensado e 5 cm de gesso, totalizando 10 cm, e as paredes de tijolos possuem 2,70 m de altura. A planta baixa do modelo é apresentada na Figura 9, com as dimensões apresentadas em centímetros.

Os armários foram modelados seguindo os parâmetros indicados no trabalho de Chien-Jung *et al.* (2010) e ajustados à malha escolhida para a simulação. As paredes paralelas ao eixo x receberam somente os armários baixos com dimensões de 1,6 x 0,6 x 1,2 m. Já as paredes paralelas ao eixo y receberam os armários altos com dimensões de 1,6 x 0,6 x 1,2 m, posicionados a 1,2 m do piso, e os armários inteiros de 1,6 x 0,6 x 2,4 m. Os armários baixos, altos e inteiros são representados pelas cores azul, rosa e laranja, respectivamente, no modelo do FDS. Todos os armários foram modelados com espessura de 5 cm, com o material compensado e considerando somente as paredes externas, ou seja, todos os armários são ociosos. Assim como no experimento de Chien-Jung *et al.* (2010), atrás de todos os armários foram adicionadas placas de compensado de 5 cm de espessura com dimensões de 3,2 x 0,05 x 2,4 m, representadas pela cor cinza no modelo do FDS. As *wooden cribs* foram modeladas com 200 tiras de madeira com dimensões de 2,4 x 3,6 x 90 cm. As tiras foram empilhadas em grupos de 6 unidades e posicionadas ao centro do modelo em um espaço de 0,90 x 0,90 m. As *wooden cribs* são representadas pela cor verde no modelo do FDS.

A Figura 9 apresenta a planta baixa, com as dimensões em centímetros, do modelo com a localização dos armários e das *wooden cribs*. Na Figura 10 é possível visualizar uma

temperatura de ignição e, principalmente, pela taxa de liberação de calor por unidade de área (HRRPUA) do material. Já o modelo complexo de pirólise é baseado nos princípios do mecanismo de reação, que é definido através de parâmetros térmicos e de combustão que devem ser adicionados na definição do material, como o nº de reações, a ordem de reação, o calor de reação, o calor de combustão, a decomposição do material em gases e sólidos através da reação gerada pelo incêndio, fatores derivados da análise termogravimétrica, como o fator de pré-exponencial (A) e a energia de ativação (E), dentre outros. De acordo com Mcgrattan *et al.* (2022), como uma alternativa para os parâmetros termogravimétricos A e E, pode ser fornecido o parâmetro de temperatura de referência, que não é equivalente a uma temperatura de ignição, sendo simplesmente a temperatura na qual a massa do material diminui em uma taxa máxima.

O modelo simplificado precisa de menos quantidade de parâmetros e tais parâmetros são fáceis de encontrar na literatura para que a simulação de incêndio funcione. Porém, devido a necessidade de informar o HRRPUA do material, normalmente o incêndio não gera as curvas de HRR que um incêndio real geraria, ou seja, o HRR gerado pelo modelo simplificado acaba atingindo o pico estabelecido pelo HRRPUA e se mantém praticamente constante ao longo do tempo. Em contrapartida, o modelo complexo consegue reproduzir o pico e o decaimento do HRR ao longo do tempo devido ao consumo do material que é gerado na simulação, mas a aplicação desse modelo é complexa devido à necessidade de inserção de parâmetros térmicos e das características de combustão do material, o que dificulta na reprodução de um programa experimental.

Ambos foram simulados no FDS e os parâmetros utilizados para as simulações nos modelos simplificado e complexo são apresentados na Tabela 11, na qual os parâmetros calor de reação e calor de combustão foram obtidos da base de dados do FDS, a temperatura de referência e temperatura de ignição de Chien-Jung *et al.* (2010) e o HRRPUA de Janardhan e Hostikka (2021). Como o experimento de Chien-Jung *et al.* (2010) não apresenta os parâmetros termogravimétricos A e E para a madeira e o compensado, foi utilizada a simplificação do modelo complexo com o fornecimento do parâmetro de temperatura de referência, conforme indicado por Mcgrattan *et al.* (2022). Os resultados da curva de HRR total da simulação, em comparação com a curva de HRR total do experimento⁵ de Chien-Jung *et al.* (2010), para os dois modelos de pirólise são apresentados na Figura 11.

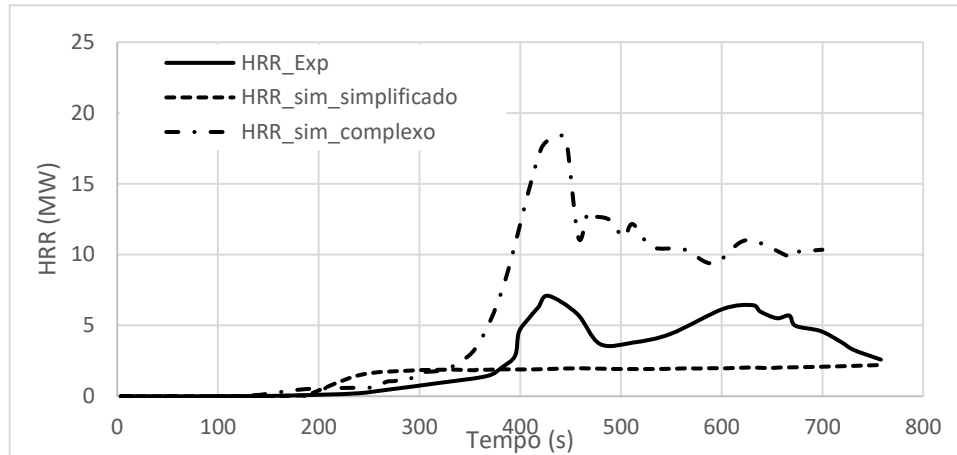
⁵ Resultados obtidos através do engauge digitizer

Tabela 11 - Parâmetros inseridos para a madeira e para o compensado na simulação de cada modelo de pirólise

SIMPLIFICADO		COMPLEXO	
HRRPUA (kW/m ²)	111	Temperatura de referência (°C)	500
Temperatura de ignição (°C)	250	Calor de reação (kJ/kg)	430
		Calor de combustão (kJ/kg)	14500

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 11 - Comparativo do HRR total para os modelos de pirólise simplificado e complexo



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

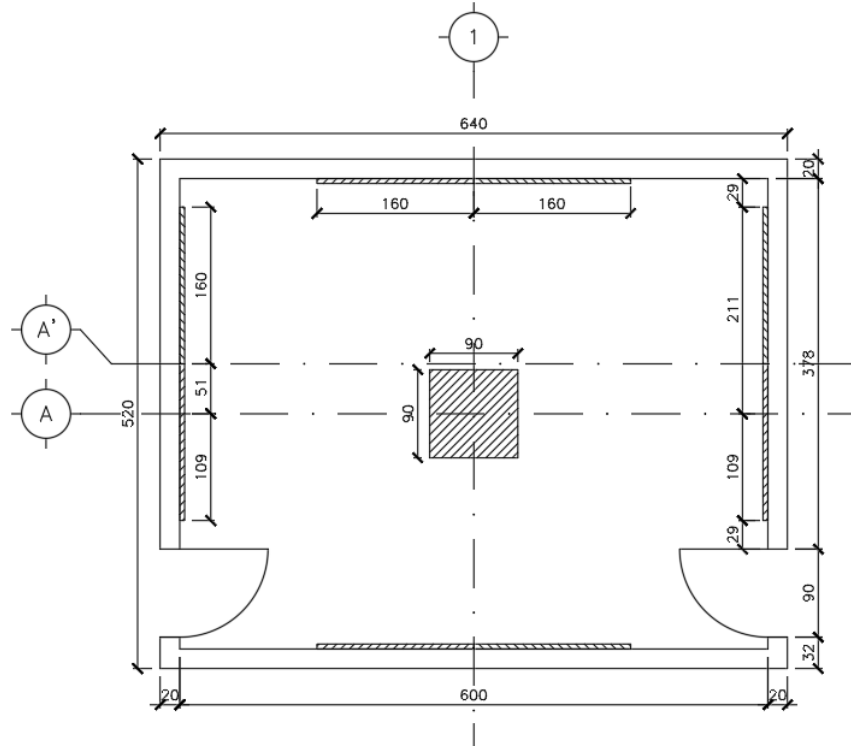
Tendo em vista que os resultados de curva HRR encontrados nas simulações dos modelos simplificado e complexo de pirólise foram discrepantes com a curva de HRR total do experimento avaliado, que atualmente não há um banco confiável de dados termogravimétricos e de propriedades térmicas dos materiais utilizados, além da dificuldade de reproduzir um trabalho experimental a partir de dados de programas experimentais realizados com materiais distintos, a abordagem para a validação da simulação numérica foi alterada.

A metodologia escolhida para representar o incêndio do experimento de Chien-Jung *et al.* (2010) no FDS foi modelá-lo diretamente através taxa de liberação de calor por unidade de área (HRRPUA). Desta maneira, o incêndio é modelado como uma ejeção de combustível gasoso de uma superfície sólida ou de uma *vent*. As *vents* são ventiladores de alimentação ou exaustão que funcionam pela definição de velocidade ou taxa de fluxo através de um *surf_id* (superfície). Assim, para que o conjunto *vent* e *surf_id* funcione como um queimador, é necessário que a *surf_id* informe um HRRPUA. No entanto, a *vent* liberará, na área definida, o HRRPUA definido no *surf_id* de modo constante, independente do tempo de simulação.

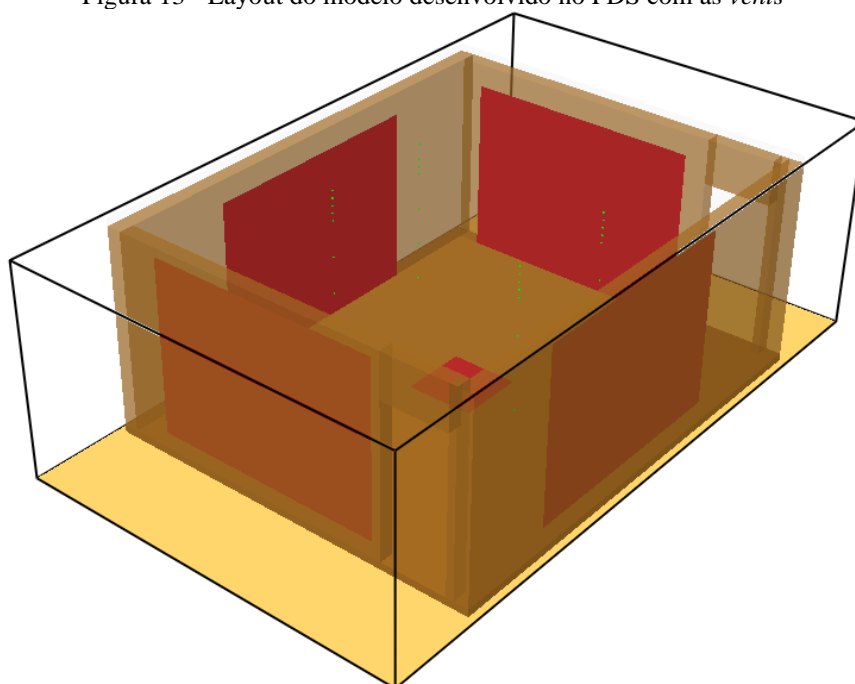
Para que o queimador consiga reproduzir o comportamento do HRR total do experimento de Chien-Jung *et al.* (2010), foi adicionado ao modelo o comando *ramp* que, levando em consideração o valor máximo HRRPUA informado no *surf_id*, determina a parcela de HRRPUA que é liberada no decorrer do tempo através de um a fator de proporcionalidade *f*.

Para a simulação do incêndio a partir do HRRPUA, os armários e as *wooden cribs* foram retiradas do modelo e 5 *vents* foram adicionadas, conforme Figura 12 e Figura 13. As *vents* localizadas nas paredes possuem as mesmas dimensões dos painéis compensados, com dimensões de 3,2 x 2,4 m, e as *wooden cribs* foram representadas através de uma *vent* central de dimensão 0,90 x 0,90 m.

Figura 12 - Planta baixa do modelo FDS com as *vents*



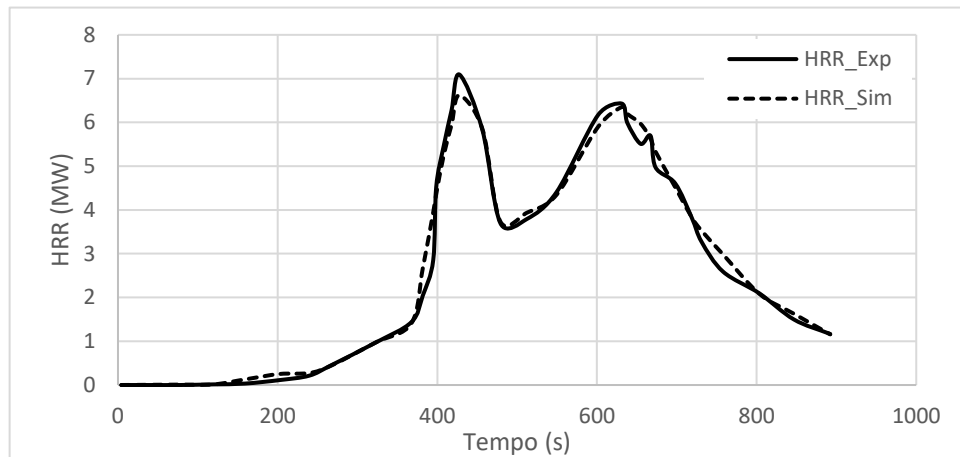
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 13 - Layout do modelo desenvolvido no FDS com as *vents*

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

De acordo com Chien-Jung et al. (2010), as paredes paralelas ao eixo x possuem 92,1 kg de compensado e as paredes paralelas ao eixo y possuem 102,1 kg. Além disso, as *wooden cribs* possuem 54,43 kg de madeira. Assim, o total de material combustível considerado no experimento foi de 248,63 kg. Para manter a dinâmica de incêndio apresentada no experimento, é necessário realizar a distribuição do HRRPUA entre as *vents* das paredes (eixo x e y) e a *vent* central. Desta maneira, foi definido que 25% do HRR total do experimento (7 MW) é referente às *wooden cribs* e 75% aos armários, em que cerca de 35,67% é referente as paredes paralelas ao eixo x e 39,33% as paredes paralelas ao eixo y. O HRRPUA de cada conjunto foi definido através da razão do HRR distribuído com a área de cada *vent*. A Figura 14 apresenta o comparativo da curva de HRR do experimento de Chien-Jung et al. (2010) com a curva de HRR obtida com a simulação do modelo queimador de HRRPUA.

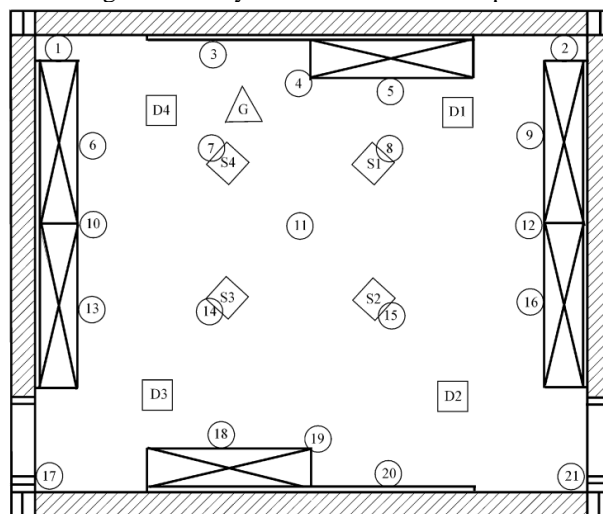
Figura 14 - Comparativo do HRR total para o modelo queimador de HRRPUA



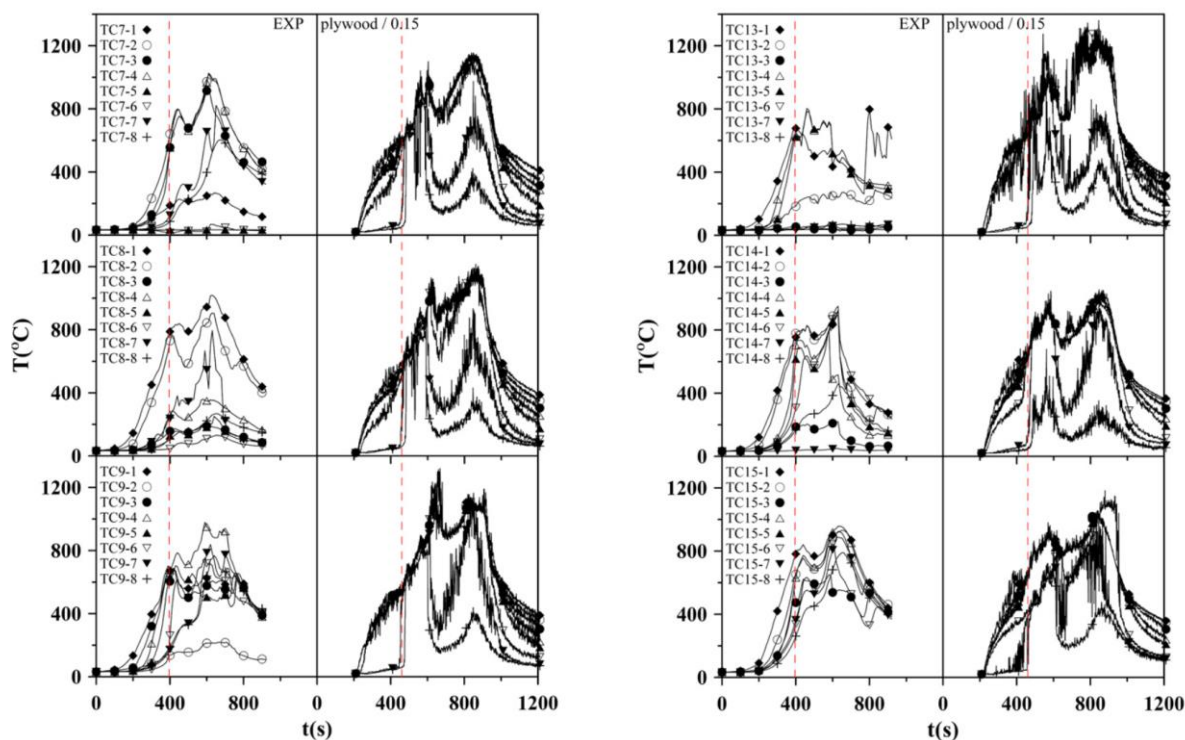
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Outro fator importante na validação do modelo numérico de um programa experimental são as temperaturas. De acordo com o experimento de Chien-Jung *et al.* (2010), foram considerados 21 torres de aquisição de temperatura compostos por 8 termopares dispostos a 10, 20, 30, 40, 50, 100, 150 e 200 cm do teto, dispostos conforme Figura 15. No entanto, o artigo desenvolvido por Chien-Jung *et al.* (2010) apresenta apenas os resultados das torres 7, 8, 9, 13, 14 e 15, conforme Figura 16. Dessa maneira, para a etapa de validação da simulação foram escolhidas apenas as torres 7, 8, 14 e 15, pois são as torres de termopares mais próximas às *wooden cribs*. Devido à falta de informação detalhada do posicionamento das torres de termopares, as torres escolhidas foram posicionadas considerando o alinhamento central das placas de compensado para suporte aos armários.

Figura 15 - Layout das torres de termopares



Fonte: CHIEN-JUNG *ET AL.*, 2010

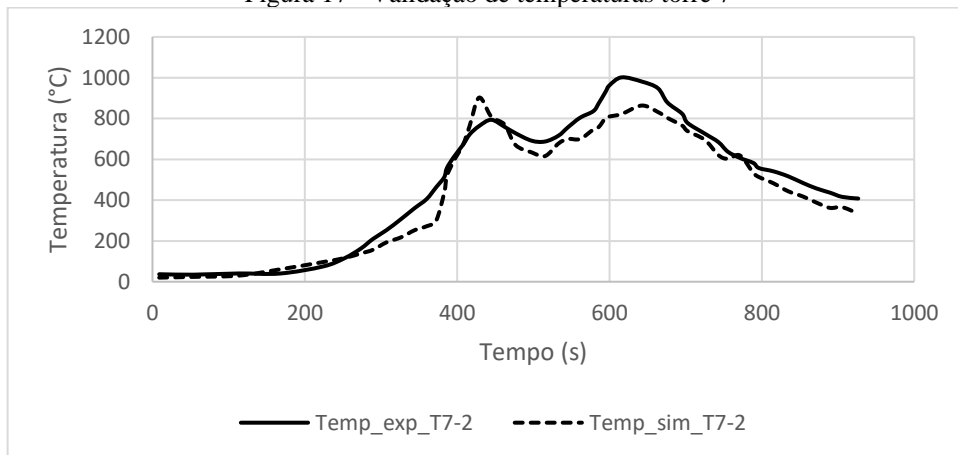
Figura 16 - Temperaturas obtidas no experimento de Chien-Jung *et al.* (2010)

Fonte: CHIEN-JUNG *ET AL.*, 2010

Para cada torre foi escolhido um termopar para servir de base para a comparação dos dados de temperatura obtidos na simulação. Para as torres 8, 14 e 15 foram escolhidos os termopares da posição 1, que são os termopares mais próximos ao teto do compartimento. Já para a torre 7, devido à dificuldade⁶ de extrair os dados do termopar 1, foi escolhido o termopar 2, que é o segundo termopar mais próximo ao teto do compartimento. Os comparativos das temperaturas obtidas no experimento e na simulação são apresentados na Figura 17, na Figura 18, na Figura 19 e na Figura 20.

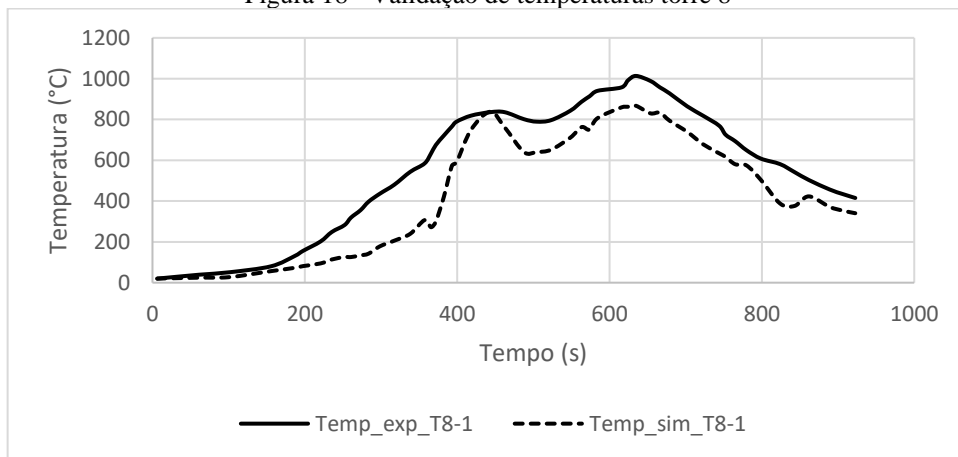
⁶ A partir da metodologia utilizada para a extração dos dados através do *engauge digitizer*, encontrou-se dificuldade em seguir o padrão estabelecido pela curva do termopar 1, tendo em vista que os dados estavam sobrepostos com os termopares 2 e 3.

Figura 17 - Validação de temperaturas torre 7



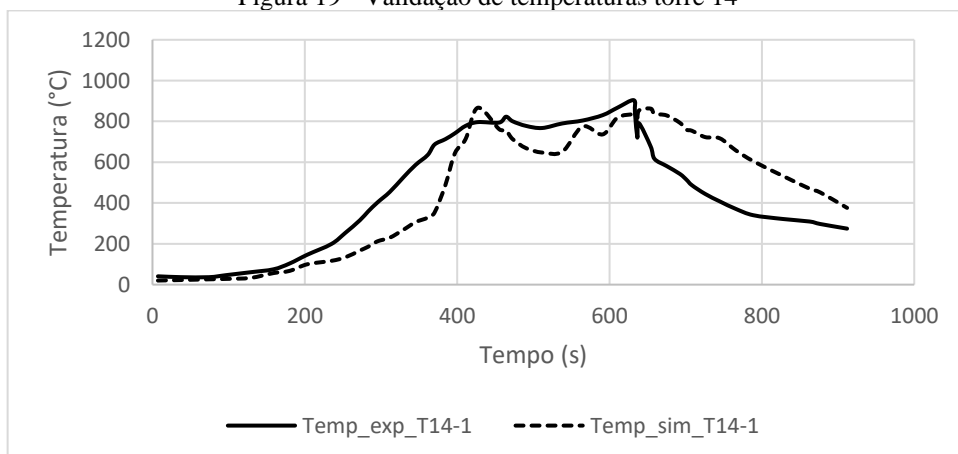
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 18 - Validação de temperaturas torre 8



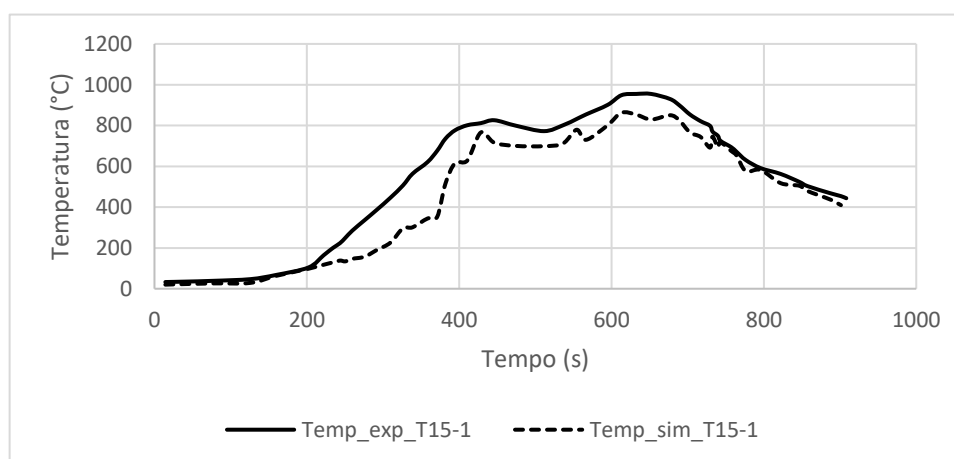
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 19 - Validação de temperaturas torre 14



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 20 - Validação de temperaturas torre 15



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

A avaliação das curvas de temperatura foi realizada a partir do comparativo dos valores de temperatura obtidos no experimento com as temperaturas obtidas a partir da simulação no FDS. Para a avaliação, considerou-se somente as temperaturas entre o *flashover* e a decadência, ou seja, dos 400s aos 600s da duração do incêndio. Os valores obtidos, em porcentagem, para a variação das temperaturas foi de: 6% para a torre 7; 15% para a torre 8; 9% para a torre 14; e, por fim, 13% para a torre 15. Dessa maneira, a variação média dos valores de temperatura foi de 11%.

Portanto, com o ajuste da metodologia para a representação do incêndio através taxa de liberação de calor por unidade de área (HRRPUA), a obtenção de uma curva de HRR da simulação próxima à curva encontrada no experimento e assumindo, para esta pesquisa, os resultados da análise de temperaturas como aceitáveis, a etapa de validação da simulação do experimento de Chien-Jung *et al.* (2010) foi finalizada. O arquivo de entrada para o modelo numérico validado está disponível no Apêndice A.

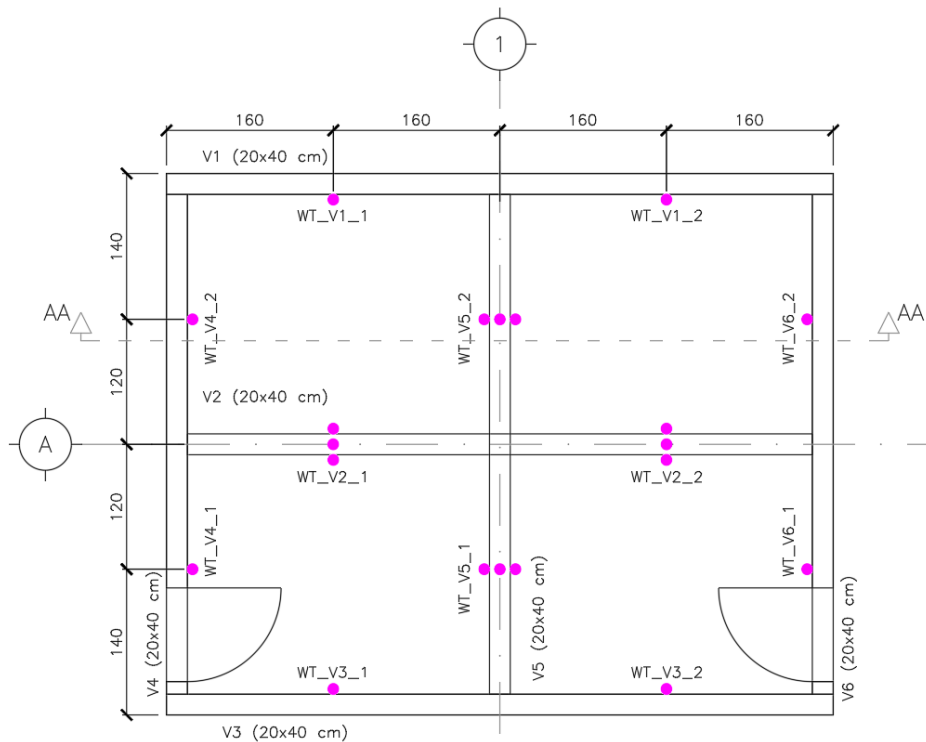
6.2.2 Modificações do modelo numérico no FDS

Tendo em vista que o compartimento utilizado no experimento proposto por Chien-Jung *et al.* (2010) não possuía elementos estruturais em sua composição, foi necessário modificar o modelo validado para que fosse possível realizar a análise do comportamento térmico de vigas de concreto. Dessa maneira, foram adicionadas 6 vigas de concreto com seções de 20 x 40 cm, dispostas conforme Figura 21. A V1 e a V3 possuem comprimento de 6,40 m, a V2 possui comprimento de 6,0 m e as vigas V4, V5 e V6 possuem comprimento de 4,8 m. As dimensões das vigas foram determinadas para serem compatíveis a malha de 10 cm empregada ao modelo numérico desenvolvido no FDS.

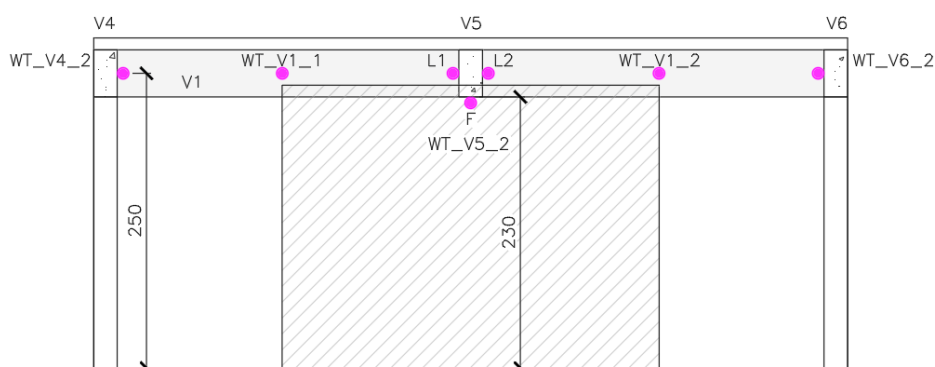
Para a aquisição das temperaturas superficiais das vigas, foi adicionado ao modelo o comando &BND F ou &DEVC QUANTITY = 'WALL TEMPERATURE', que consiste na adição de dispositivos de aquisição da temperatura superficial para cada viga. Para que tais aquisições de temperatura levassem em consideração o aquecimento superficial do concreto, foi necessário adicionar o material “concreto” ao modelo. As propriedades térmicas do concreto utilizadas são apresentadas na Tabela 12.

Além disso, foi considerado dois trechos de aquisição de dados posicionados a 1/4 do comprimento de cada viga. Conforme apresentado na Figura 21 e na Figura 22, as vigas centrais (V2 e V5) receberam 3 dispositivos de aquisição em cada trecho, sendo um no fundo e um em cada lateral, e as demais vigas receberam apenas um dispositivo na lateral em cada trecho.

Figura 21 - Disposição das vigas de concreto e a posição dos dispositivos de aquisição de temperatura



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 22 - Corte esquemático AA: altura dos dispositivos *wall temperatures*

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Tabela 12 - Propriedades térmicas do concreto

Material	Densidade (kg/m ³)	Condutividade térmica (W/m.K)	Calor específico (kJ/kg.K)	Emissividade
Concreto	2200	1,50	1,05	0,85

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

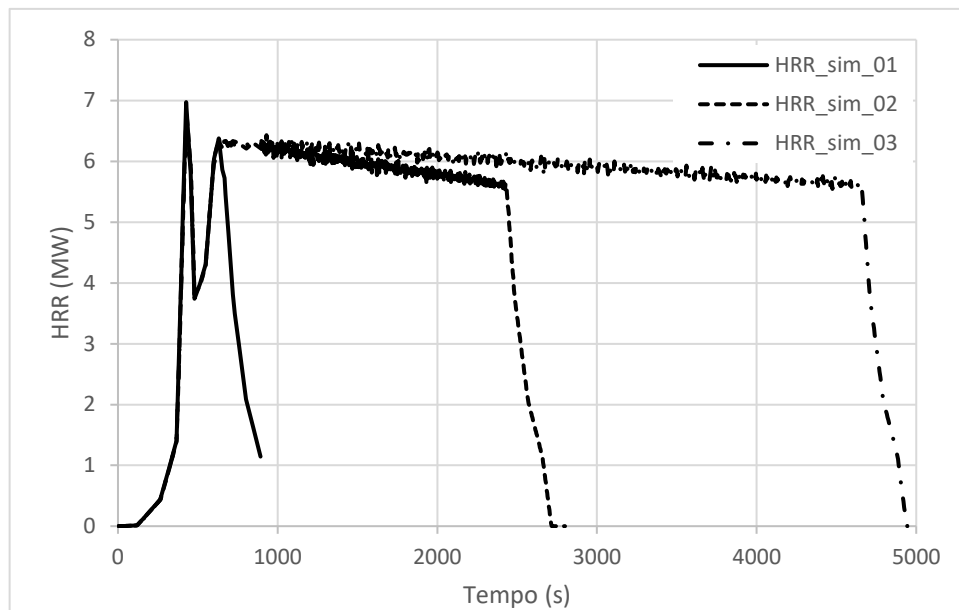
De acordo com os dados do experimento de Chien-Jung *et al.* (2010), a carga de incêndio para o experimento, determinada através da Equação 4, é de 218,75 MJ/m², sendo, assim, uma carga de baixo risco. Para a determinação das três faixas de carga de incêndio, foram realizadas alterações no perfil da curva de HRR estabelecido na etapa de validação do modelo numérico, conforme Figura 23. A partir da área e altura das aberturas do compartimento proposto por Chien-Jung *et al.* (2010), é possível avaliar o pico da taxa de liberação de calor (HRR) para o ambiente. Nesse sentido, a partir da fórmula estequiométrica⁷ do HRR, que corresponde a quantidade máxima de combustível que pode ser queimada completamente com o ar presente no compartimento, o valor de HRR máximo para o compartimento é na ordem 8,2 MW. Nesse sentido, optou-se por preservar o valor do pico de HRR do experimento em 7 MW, com a realização do ajuste na carga de incêndio a partir da alteração do tempo de simulação. Porém, tal consideração afeta a direta correlação com o comportamento de incêndio reais. Quando se considera uma carga de incêndio maior, geralmente encontra-se um maior pico para a taxa de liberação de calor (HRR) e condições diferentes na velocidade de propagação do incêndio em decorrência da existência de mais material combustível. No entanto, para esta pesquisa, a influência dessas alterações no comportamento do incêndio foi desconsiderada.

A adição no tempo de simulação foi realizada a partir dos 630 s iniciais, que correspondem à etapa pós-*flashover* e pré-resfriamento do incêndio, conforme indicado na Tabela 8. Dessa

⁷ HRR máximo definido por Quintiere (1998), conforme $\dot{Q} = 1500 * A * \sqrt{H}$, onde A é a área e H é a altura das aberturas.

maneira, para alcançar as cargas de médio e alto risco de incêndio nas simulações 2 e 3, adicionaram-se 30 min e 67 min, respectivamente, a partir dos 660 s da simulação 1. A adição de 67 minutos para a simulação 3 foi baseada na necessidade de alcançar os 1201 MJ/m² para a carga de incêndio de médio potencial de risco, que não seria alcançada com a adição de apenas 60 min. Assim, a alteração do tempo de simulação e a respectiva carga de incêndio obtida é apresentada na Tabela 13.

Figura 23 - Ajuste da curva de HRR realizado na etapa de modificação do modelo



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Tabela 13 - Duração da simulação e a respectiva carga de incêndio (MJ/m²)

Simulação	Pico de HRR (MW)	Duração do incêndio (s)	Duração da simulação (s)	Carga de incêndio (MJ/m ²)	Risco
1	7	900	1200	218,75	Baixo
2	7	2714	2800	659,65	Médio
3	7	4938	5000	1201	Alto

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

6.3 ABAQUS

O *software* Abaqus/CAE é um programa de simulação numérica de comportamento de materiais em elementos finitos com grande versatilidade de aplicações, sendo utilizado em diversas aplicações para a área de Engenharia. Segundo o manual do usuário do Abaqus (2014), o *software* subdivide-se em três módulos principais:

- a) ABAQUS/CAE (*complete Abaqus environment*): é a interface gráfica do *software*, onde é possível desenvolver os modelos geométricos e atribuir as propriedades dos materiais,

bem como atribuir as condições de contorno e carregamentos, além do gerenciamento das simulações e a visualização dos resultados;

- b) *ABAQUS/Standard*: é o módulo de solução capaz de resolver problemas lineares e não lineares de forma implícita, ou seja, resolvendo os sistemas de equações em cada incremento do processo de solução;
- c) *ABAQUS/Explicit*: é o módulo de solução especial, desenvolvido para a resolução rápida de problemas dinâmicos com grande deformações e deslocamentos, como o caso de impactos, através de integrações explícitas.

Neste estudo, foi empregado apenas o módulo Abaqus/CAE para a geração das isotermas de temperaturas para cada trecho de viga avaliado.

6.3.1 Validação do modelo numérico no Abaqus/CAE

A validação do modelo numérico desenvolvido no Abaqus/CAE consiste na análise das isotermas de temperatura de uma viga com seção de 16 x 30 cm exposta a curva padrão ISO 834 (ISO, 1999) para TRRFs de 30 min e de 60 min. A viga proposta foi considerada exposta em 3 faces e as propriedades térmicas utilizadas estão de acordo com os parâmetros informados no EN 1992-1-2 (EN, 2004), conforme segue:

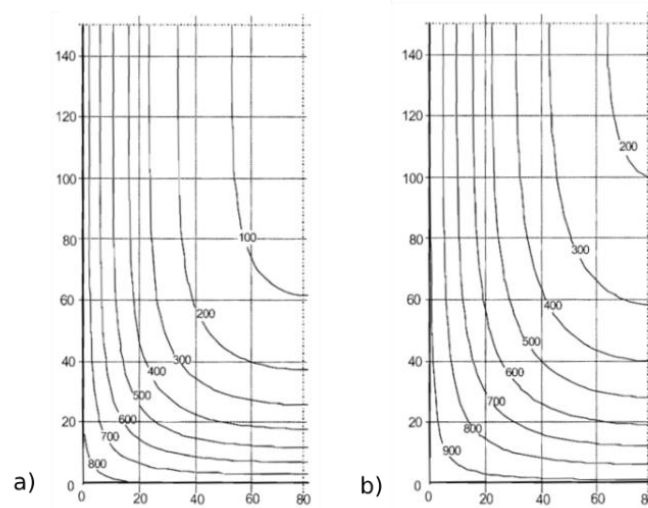
- Densidade 2200 kg/m³;
- Calor específico adotado para concreto com teor de umidade de 1,5% (1470 J/kg K);
- Condutividade térmica assumida como a curva do limite inferior;
- Coeficiente de transferência de calor por convecção 25 W/m²K para as faces expostas;
- Coeficiente⁸ de transferência de calor por convecção 9 W/m²K para a face não exposta;
- Emissividade de 0,7;
- Constante de Stefan-Boltzmann: $5,67 \times 10^{-8}$ W/m²K⁴.

⁸ Segundo o EN 1991-1-2 (EN, 2002), o coeficiente de transferência de calor da face não exposta deve ser considerado como 4 W/m²K. Porém, ao assumir a ação dos efeitos da transferência de calor por radiação, o coeficiente de transferência de calor por convecção deve ser considerado como 9 W/m²K.

Considerando uma análise 2D, foi utilizado um elemento retangular de malha DC2D4 para a análise de transferência de calor na seção transversal de 16 x 30 cm com uma malha de 20 mm, totalizando 120 elementos.

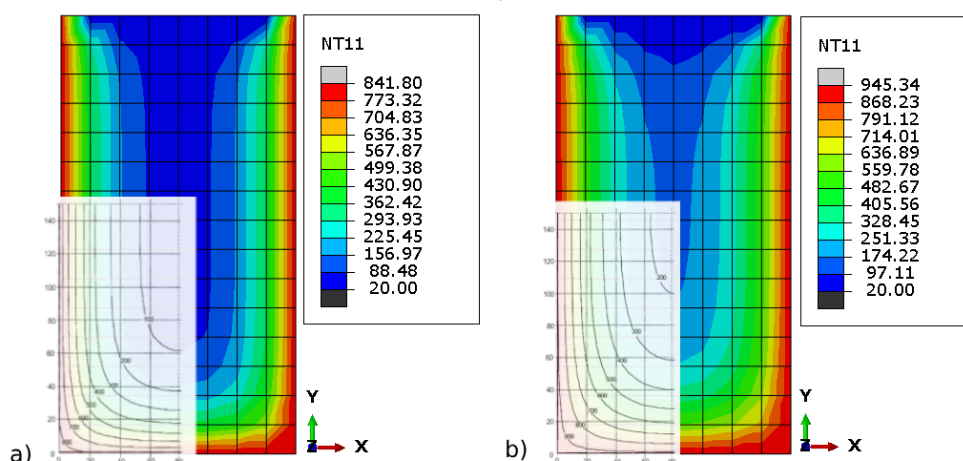
Para fins de validação da análise térmica, adotou-se a seção transversal da viga apresentada como exemplo no Anexo A da EN 1992-1-2 (EN, 2004). Desse modo, é possível realizar a comparação dos resultados obtidos através da simulação numérica realizada no Abaqus/CAE com os perfis de isotermas apresentados no Anexo da referida norma, conforme Figura 24. As isotermas de temperatura geradas para a viga analisada no Abaqus/CAE apresentaram resultados visualmente semelhantes aos apresentados no EN 1992-1-2 (EN, 2004), conforme Figura 25.

Figura 24 - Isotermas de temperatura (°C) para uma viga de 16 x 30 cm: a) TRRF de 30 min e b) TRRF de 60 min



Fonte: EN, 2004

Figura 25 – Comparativo das isotermas de temperatura (°C) para uma viga de seção transversal 16 x 30 cm: a) TRRF de 30 min e b) TRRF de 60 min



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

6.3.2 Modificações do modelo numérico no Abaqus/CAE

Para a avaliação das isotermas das vigas inseridas no modelo desenvolvido no FDS, as características térmicas do concreto presentes modelo numérico validado no Abaqus/CAE precisaram ser adaptadas. Dessa maneira, foram admitidas as mesmas características apresentadas na Tabela 12. Além disso, foi utilizado um elemento retangular de malha DC2D4 para a análise de transferência de calor na seção transversal de 20 x 40 cm com uma malha de 20 mm, totalizando 200 elementos. As propriedades consideradas são apresentadas abaixo:

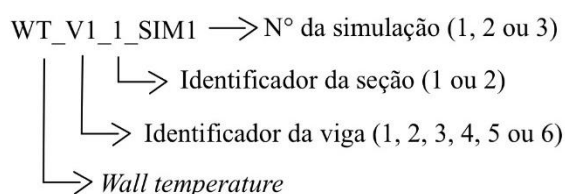
- Densidade 2200 kg/m³;
- Calor específico 1050 J/kg K;
- Condutividade térmica 1,50 W/m.K;
- Coeficiente de transferência de calor por convecção 25 W/m²K para as faces expostas;
- Coeficiente de transferência de calor por convecção 9 W/m²K para as faces não expostas;
- Emissividade de 0,85;
- Constante de Stefan-Boltzmann: $5,67 \times 10^{-8}$ W/m²K⁴.

7 RESULTADOS

Neste capítulo são apresentados os resultados das curvas de temperatura para cada uma das 6 vigas obtidas através das 3 modificações realizadas no modelo numérico desenvolvido no *software* FDS. Além disso, são apresentados os resultados da avaliação da resistência ao fogo através da aplicação do método tabular e do método simplificado presentes na NBR 15200 (2012) e através do método da isoterma de 500° C presente no EN 1992-1-2 (EN, 2004), realizada com base nos dados obtidos através do modelo numérico desenvolvido no *software* Abaqus/CAE.

Conforme apresentado no Item 6.2.2, cada uma das 6 vigas adicionadas ao modelo numérico recebeu dispositivos de aquisição de dados para a obtenção da curva de aquecimento das superfícies expostas ao incêndio. Tais dispositivos foram numerados conforme a disposição na planta do compartimento. Desse modo, os dispositivos dispostos no eixo x são identificados como 1 sendo o dispositivo mais à esquerda e 2 o dispositivo mais à direita. De maneira similar, os dispositivos dispostos no eixo y são identificados como 1 sendo o localizado mais abaixo e 2 o dispositivo mais acima, conforme Figura 21 e Figura 22. Além disso, para cada dispositivo de aquisição da temperatura superficial de cada viga foi gerado o gráfico de isotermas da seção transversal no modelo desenvolvido no Abaqus/CAE, conforme apresentado no Item 6.3.2. Na Figura 26 é apresentado o código do dispositivo de obtenção de temperatura (*wall temperature*) da seção 1 da viga 1 para a simulação 1.

Figura 26 - Identificadores dos dispositivos de temperatura



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

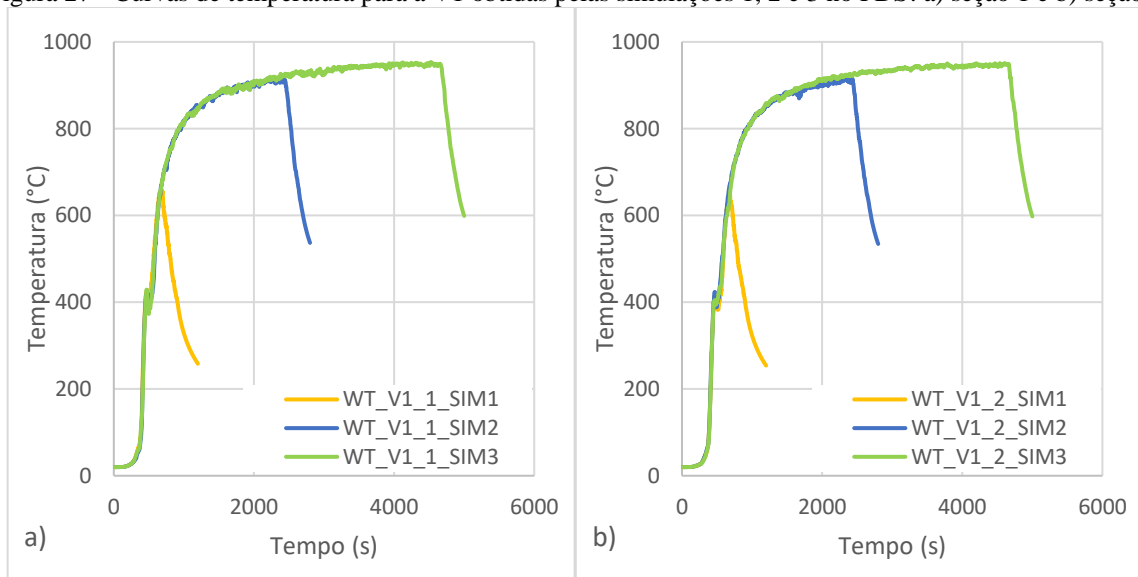
A simulação 1 foi realizada no FDS considerando os parâmetros iniciais apresentados pelo experimento proposto por Chien-Jung *et al.* (2010). Desse modo, a simulação considerou um tempo de simulação de 1200 s, com o pico de HRR de 7 MW e utilizou a mesma curva de HRR desenvolvida na validação do modelo numérico, ou seja, com o final do incêndio em 900 s. A simulação 2, no entanto, foi realizada no FDS considerando um tempo de simulação de 2800 s, com o pico de HRR de 7 MW e utilizou a primeira alteração na curva de HRR conforme indicado na Tabela 13, ou seja, com o final do incêndio em 2714 s. E, por fim, a simulação 3

foi realizada no FDS considerando um tempo de simulação de 5000 s, com o pico de HRR de 7 MW e utilizou a segunda alteração na curva de HRR conforme indicado na Tabela 13, ou seja, com o final do incêndio em 4938 s. Essa diferença entre o tempo de incêndio e o tempo total de simulação pode ser observada nas curvas de temperatura apresentadas nos itens seguintes, e está representada pelo decaimento das temperaturas ao final das curvas.

7.1 VIGA V1

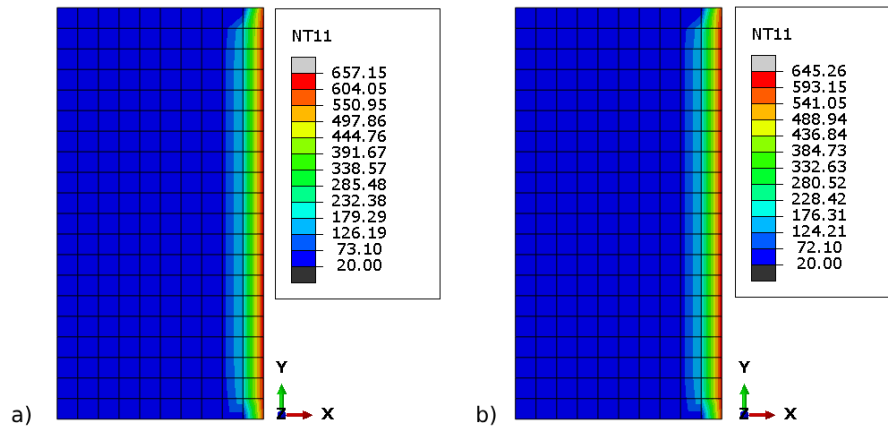
A viga V1 possui comprimento de 6,4 m e está disposta na parte posterior do compartimento. Esta viga possui dois dispositivos *wall temperature* disposto a 1/4 do comprimento total da viga. As curvas de temperatura dos dois dispositivos de aquisição da temperatura superficial são apresentadas na Figura 27 e o gráfico de isotermas, para cada seção, é apresentado na Figura 28, Figura 29 e na Figura 30.

Figura 27 - Curvas de temperatura para a V1 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



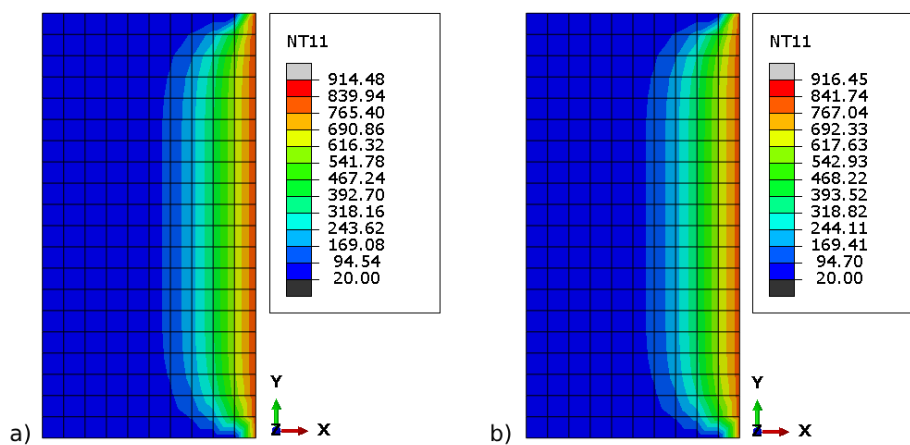
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 28 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V1 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V1_1 e b) WT_V1_2



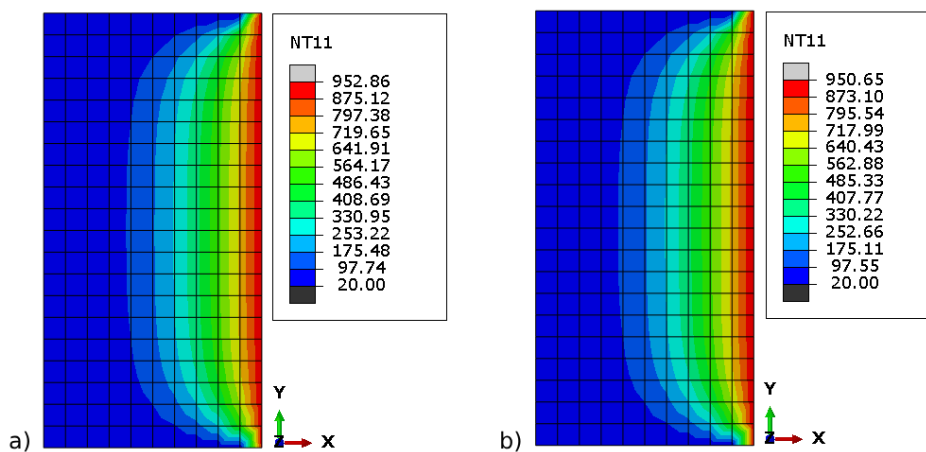
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 29 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V1 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V1_1 e b) WT_V1_2



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 30 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V1 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V1_1 e b) WT_V1_2

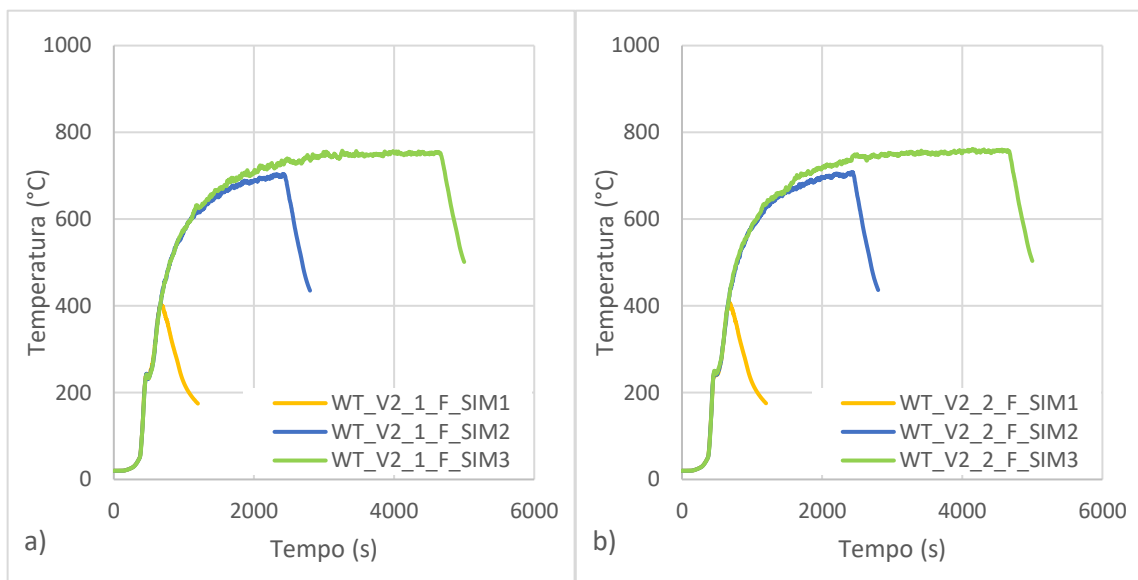


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.2 VIGA V2

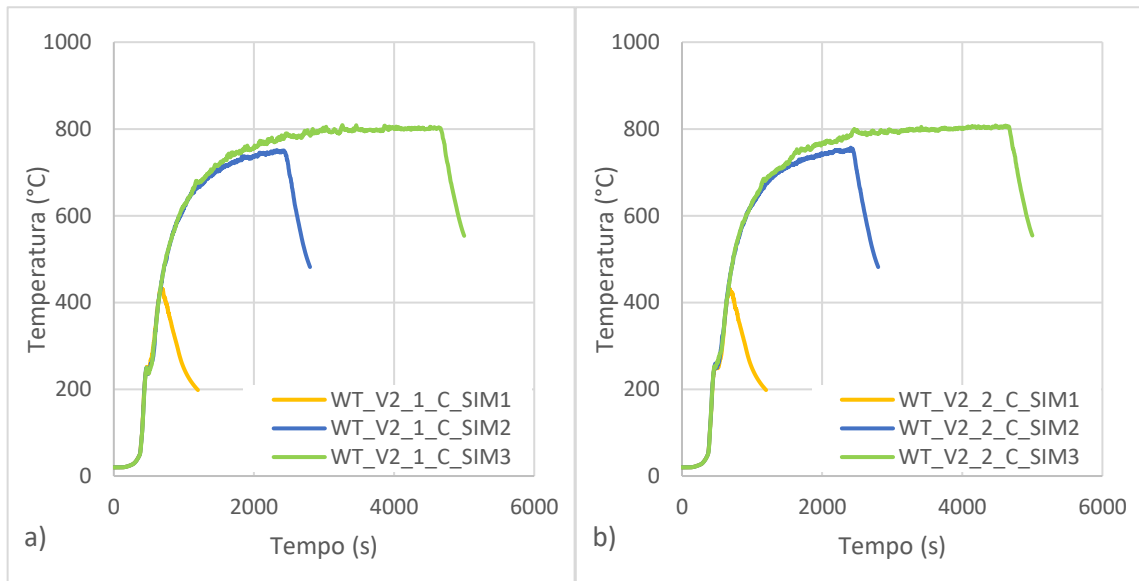
A viga V2 possui comprimento de 6,0 m e está disposta na parte central horizontal do compartimento. Esta viga possui seis dispositivos *wall temperature*, na qual cada trio está disposto a 1/4 do comprimento total da viga. Além disso, os dispositivos foram identificados como fundo (F), acima (C) e abaixo (B) de acordo com as faces expostas da viga. As curvas de temperatura dos seis dispositivos de aquisição da temperatura superficial são apresentadas na Figura 31, Figura 32 e na Figura 33, e o gráfico de isotermas, para cada seção, é apresentado na Figura 34, Figura 35 e na Figura 36.

Figura 31 - Curvas de temperatura para a V2 dispositivos de fundo (F) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS:
a) seção 1 e b) seção 2



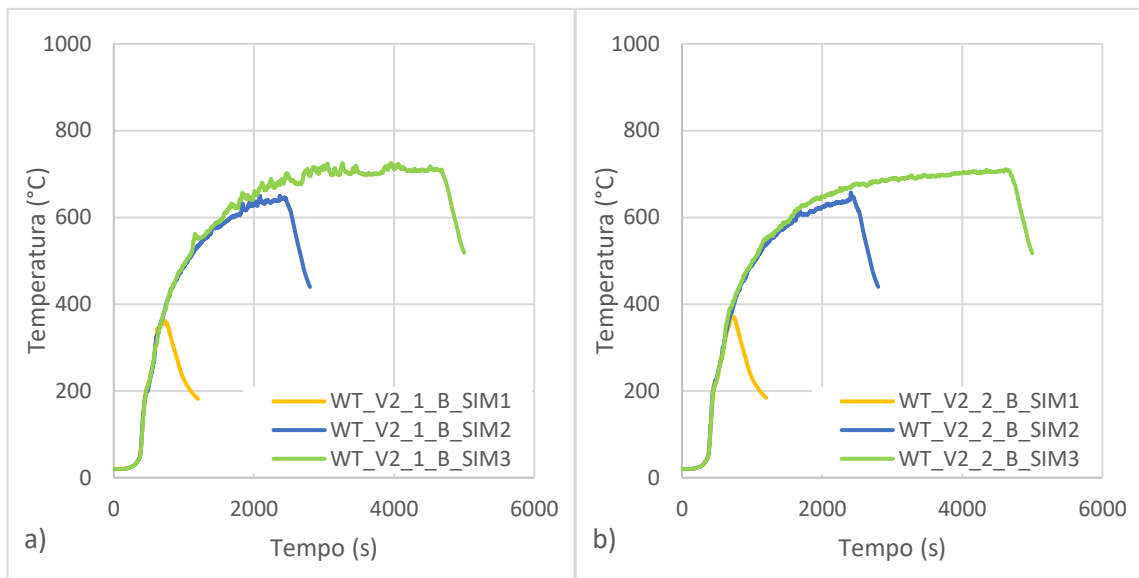
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 32 - Curvas de temperatura para a V2 dispositivos acima (C) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



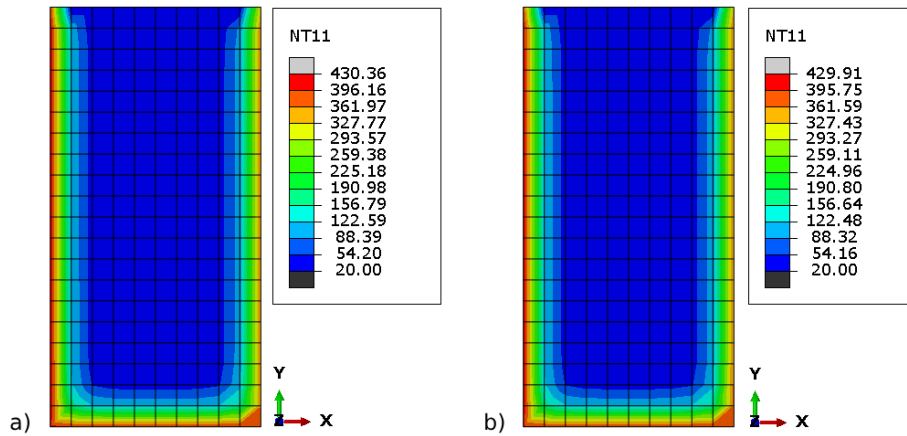
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 33 - Curvas de temperatura para a V2 dispositivos abaixo (B) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



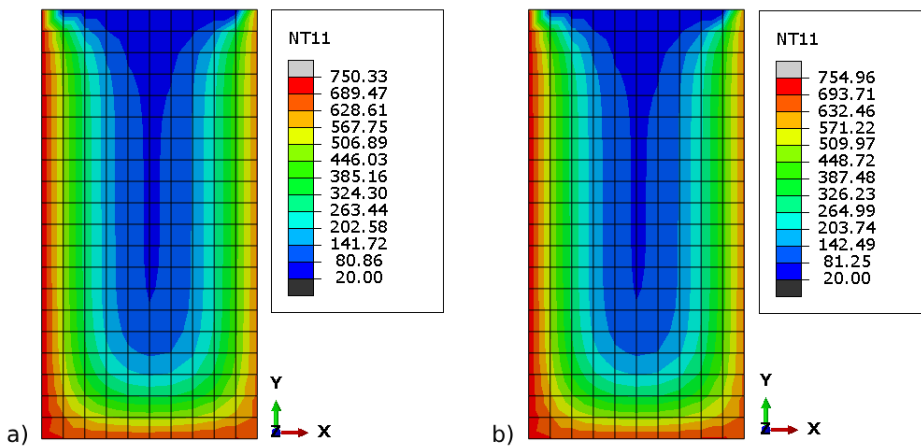
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 34 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V2 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V2_1 e b) WT_V2_2



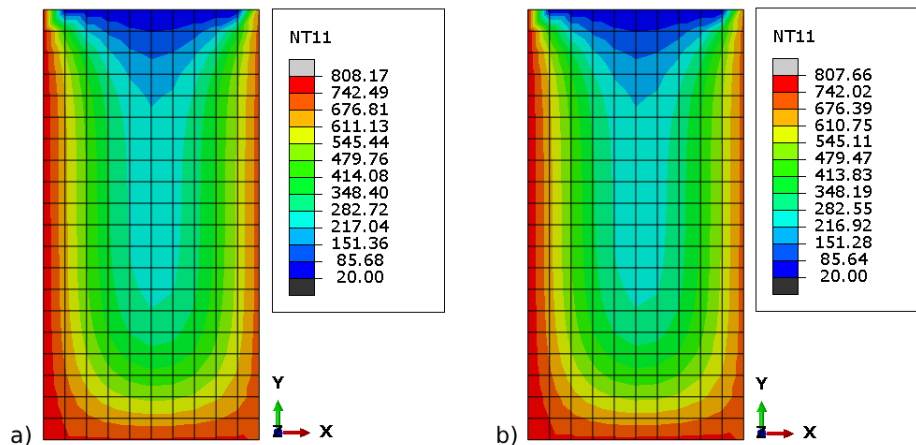
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 35 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V2 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V2_1 e b) WT_V2_2



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 36 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V2 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V2_1 e b) WT_V2_2

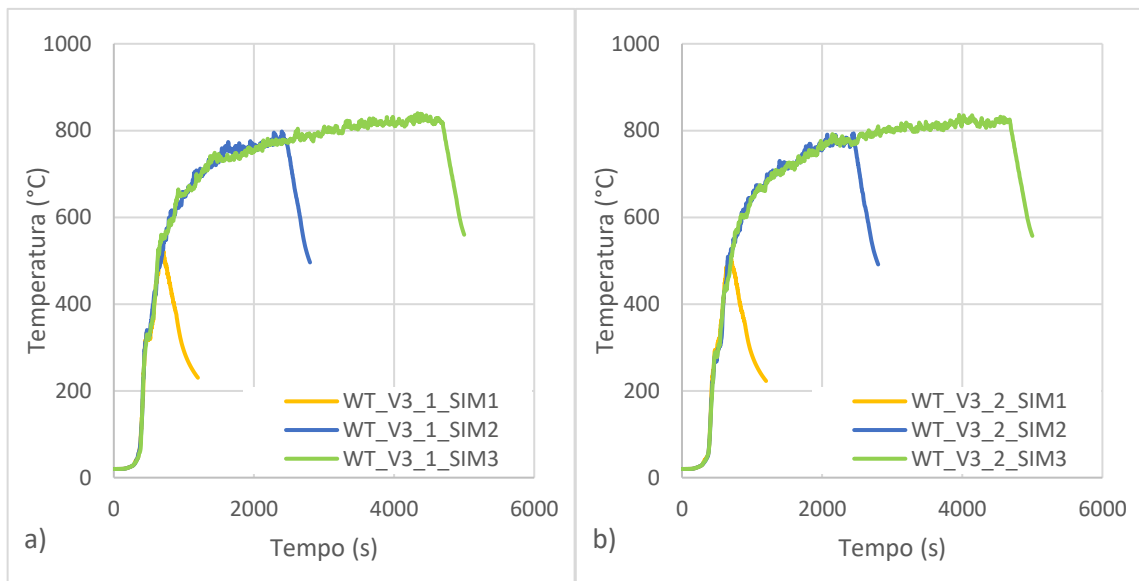


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.3 VIGA V3

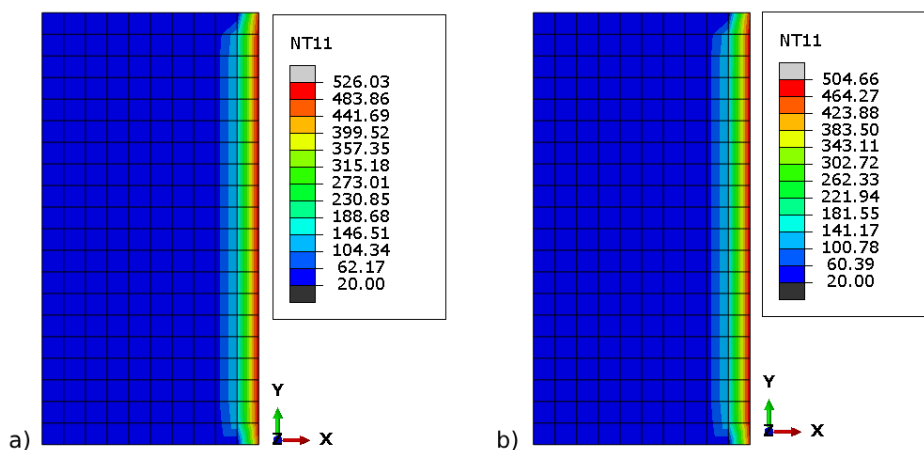
A viga V3 possui comprimento de 6,4 m e está disposta na parte frontal do compartimento. Esta viga possui dois dispositivos *wall temperature* disposto a 1/4 do comprimento total da viga. As curvas de temperatura dos dois dispositivos de aquisição da temperatura superficial são apresentadas na Figura 37 e o gráfico de isotermas, para cada seção, é apresentado na Figura 38, Figura 39e na Figura 40.

Figura 37 - Curvas de temperatura para a V3 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



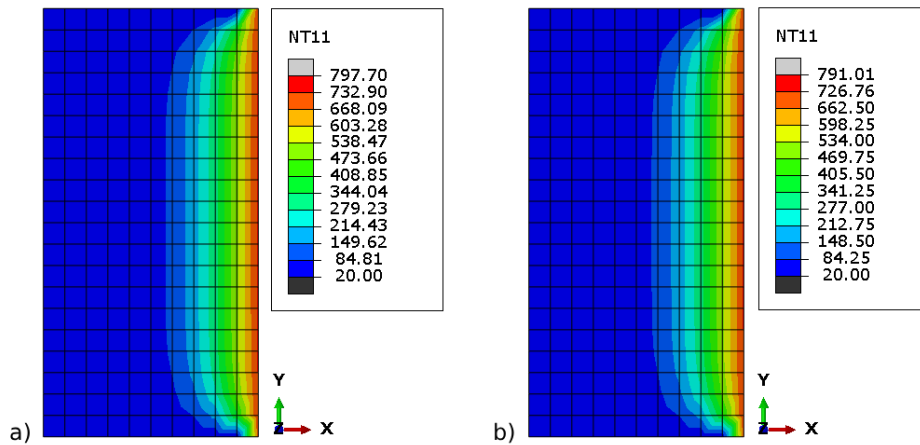
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 38 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V3 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V3_1 e b) WT_V3_2



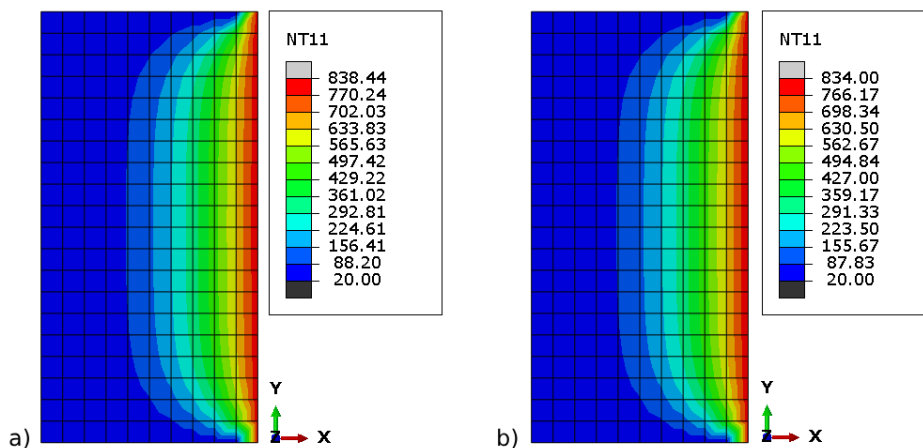
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 39 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V3 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V3_1 e b) WT_V3_2



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 40 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V3 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V3_1 e b) WT_V3_2

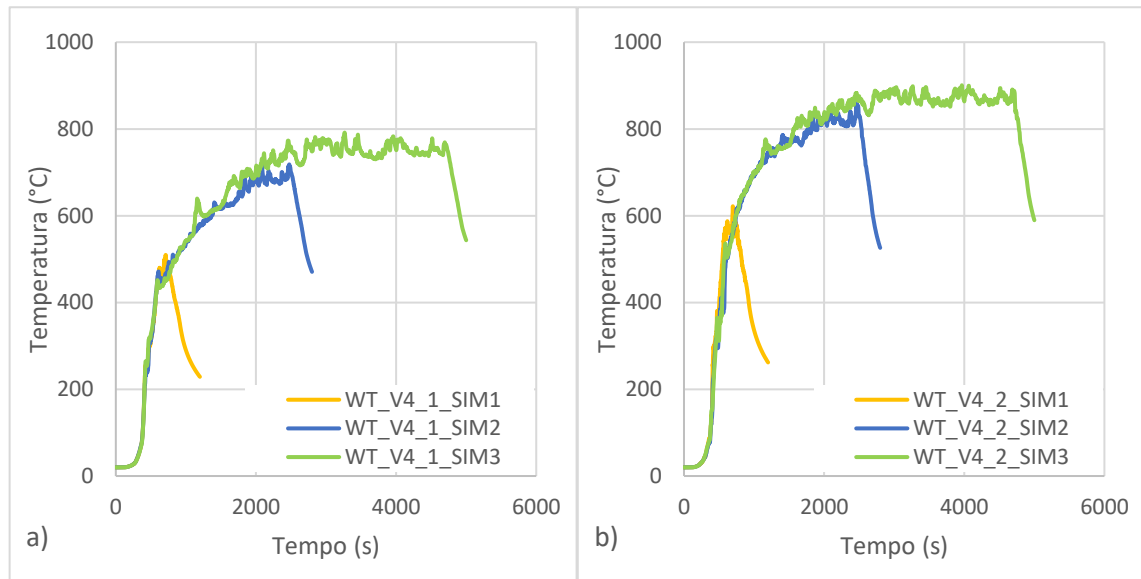


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.4 VIGA V4

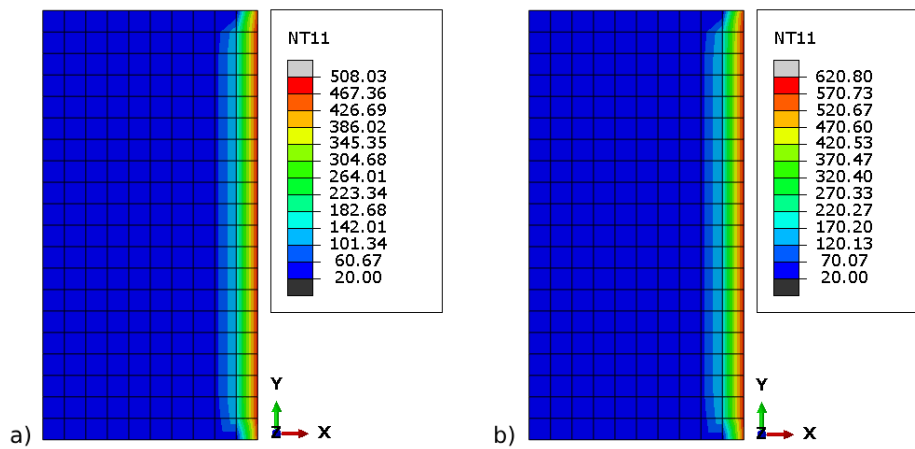
A viga V4 possui comprimento de 4,8 m e está disposta na parte lateral esquerda do compartimento. Esta viga possui dois dispositivos *wall temperature* disposto a 1/4 do comprimento total da viga. As curvas de temperatura dos dois dispositivos de aquisição da temperatura superficial são apresentadas na Figura 41 e o gráfico de isotermas, para cada seção, é apresentado na Figura 42, Figura 43 e na Figura 44.

Figura 41 - Curvas de temperatura para a V4 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



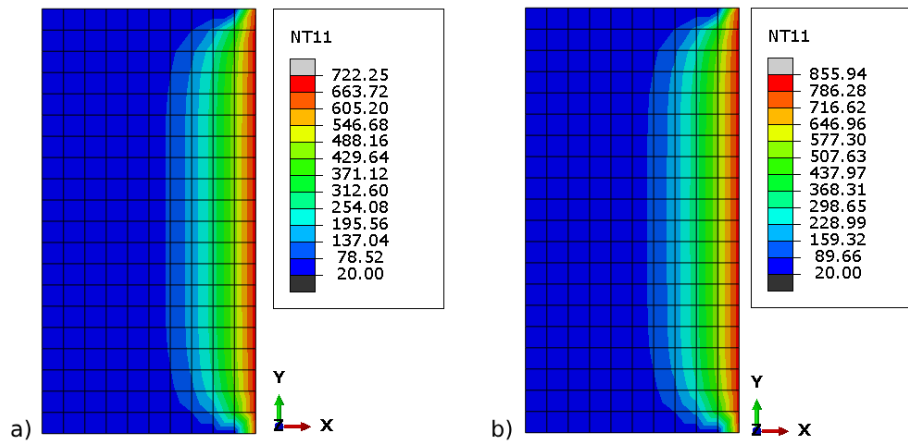
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 42 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V4 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V4_1 e b) WT_V4_2



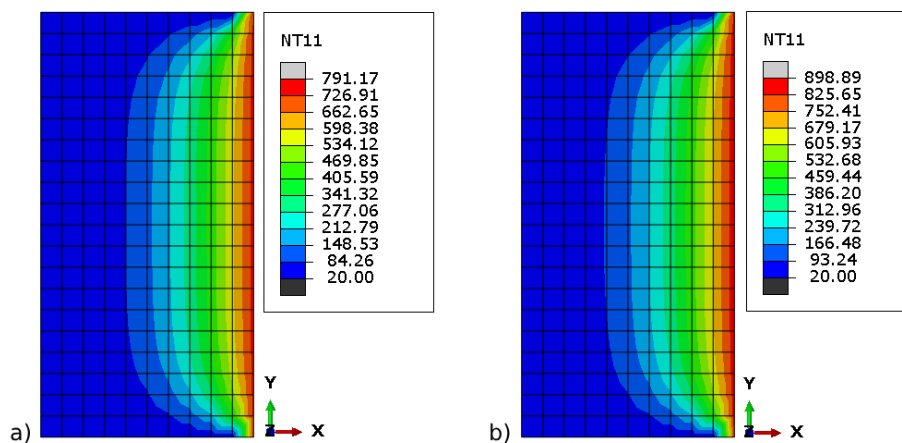
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 43 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V4 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V4_1 e b) WT_V4_2



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 44 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V4 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V4_1 e b) WT_V4_2

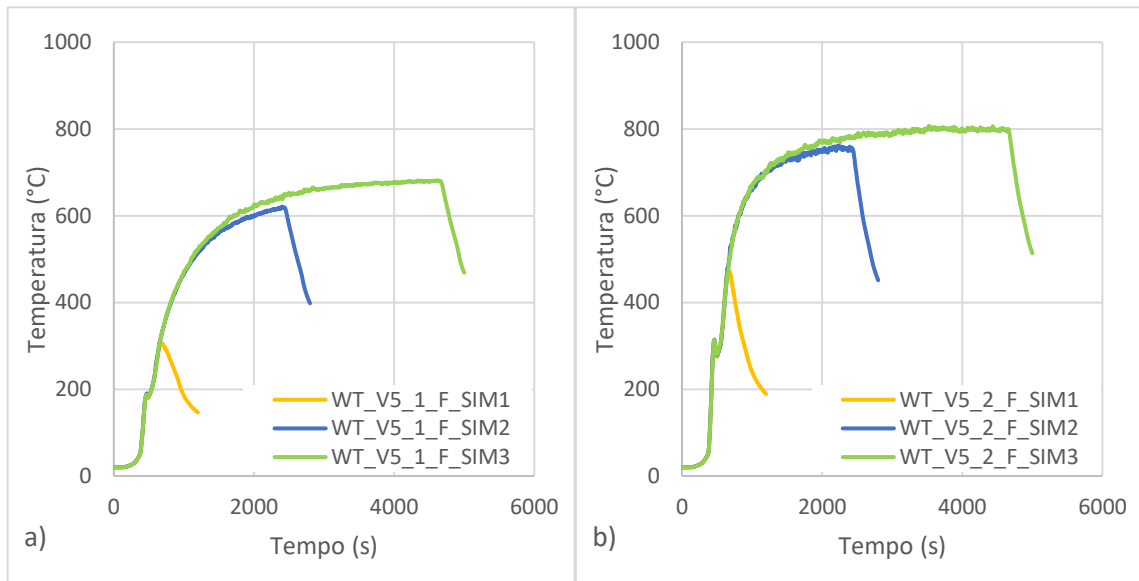


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.5 VIGA V5

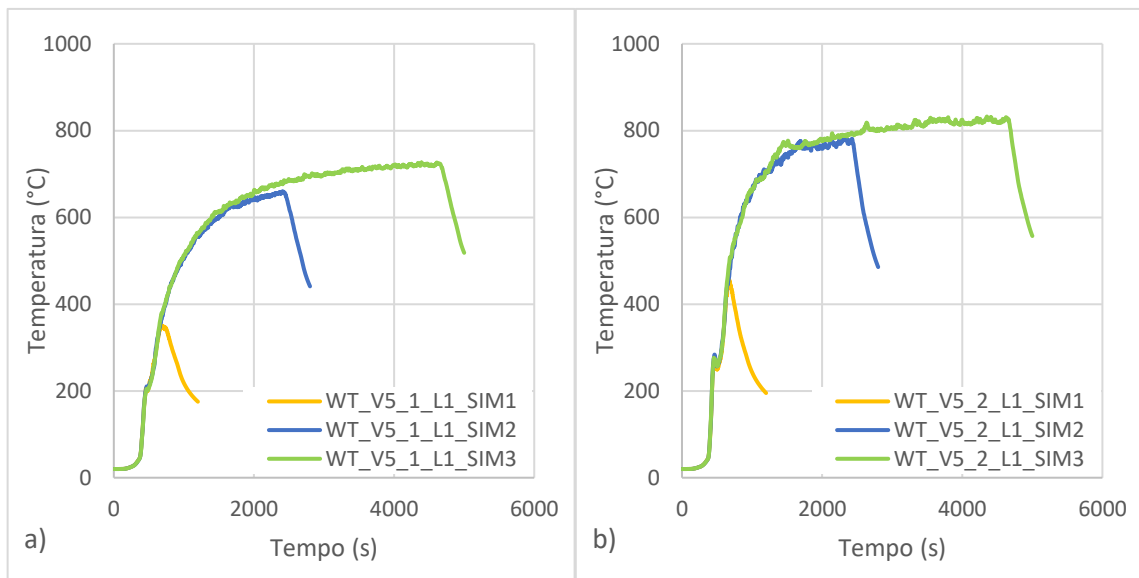
A viga V5 possui comprimento de 4,8 m e está disposta na parte central vertical do compartimento. Esta viga possui seis dispositivos *wall temperature*, na qual cada trio está disposto a 1/4 do comprimento total da viga. Além disso, os dispositivos foram identificados como fundo (F), lateral 1 (L1) e lateral 2 (L2) de acordo com as faces expostas da viga. As curvas de temperatura dos seis dispositivos de aquisição da temperatura superficial são apresentadas na Figura 45, Figura 46 e na Figura 47, e o gráfico de isotermas, para cada seção, é apresentado na Figura 48, Figura 49 e na Figura 50.

Figura 45 - Curvas de temperatura para a V5 dispositivos de fundo (F) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



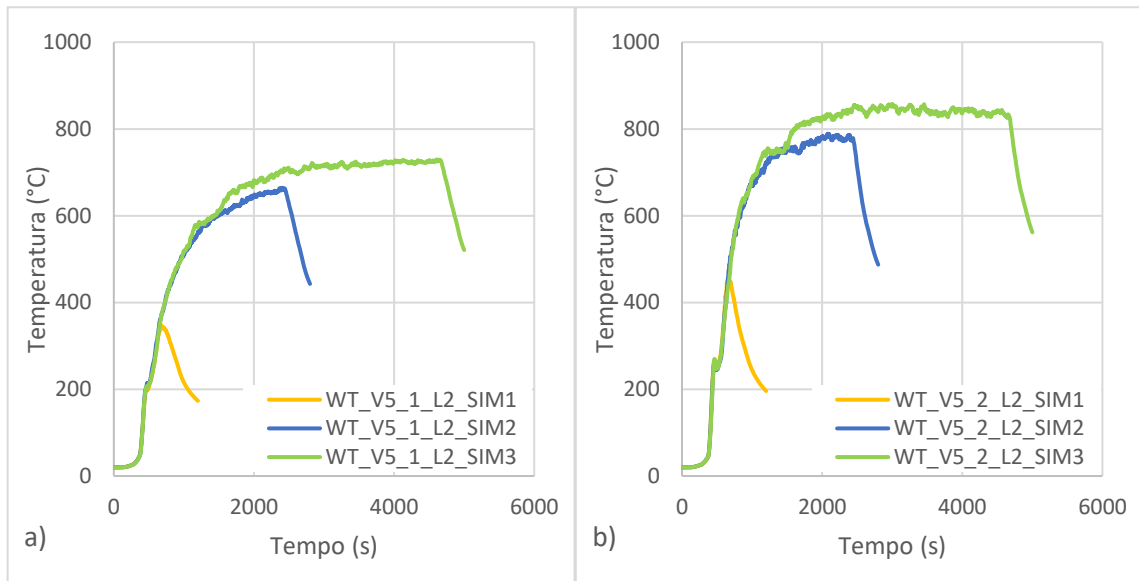
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 46 - Curvas de temperatura para a V5 dispositivos da lateral 1 (L1) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



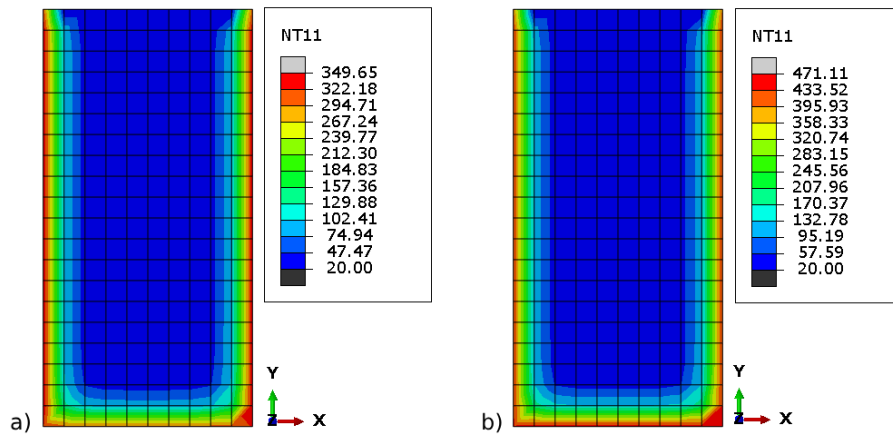
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 47 - Curvas de temperatura para a V5 dispositivos da lateral 2 (L2) obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



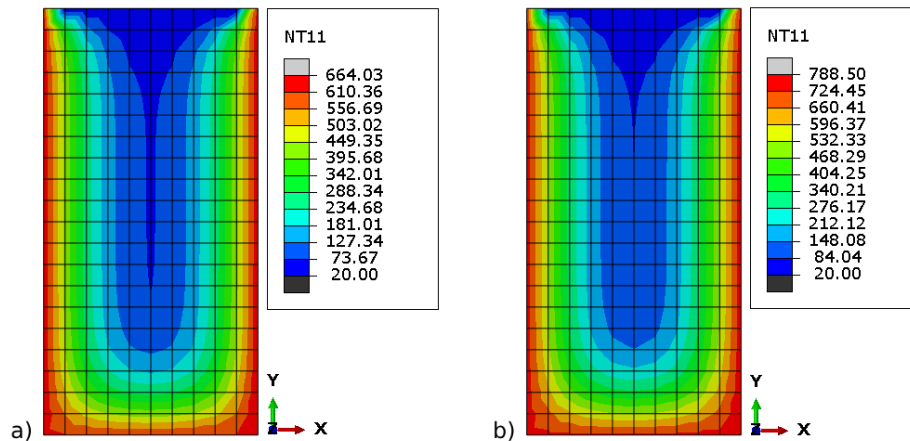
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 48 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V5 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V5_1 e b) WT_V5_2



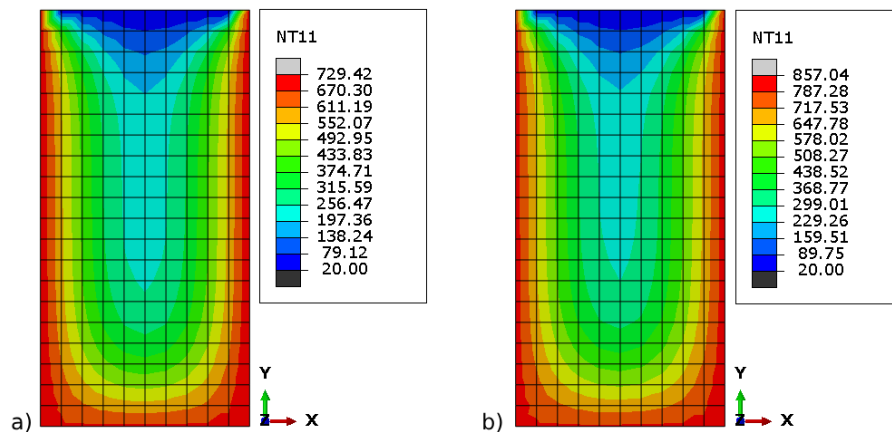
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 49 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V5 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V5_1 e b) WT_V5_2



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 50 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V5 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V5_1 e b) WT_V5_2

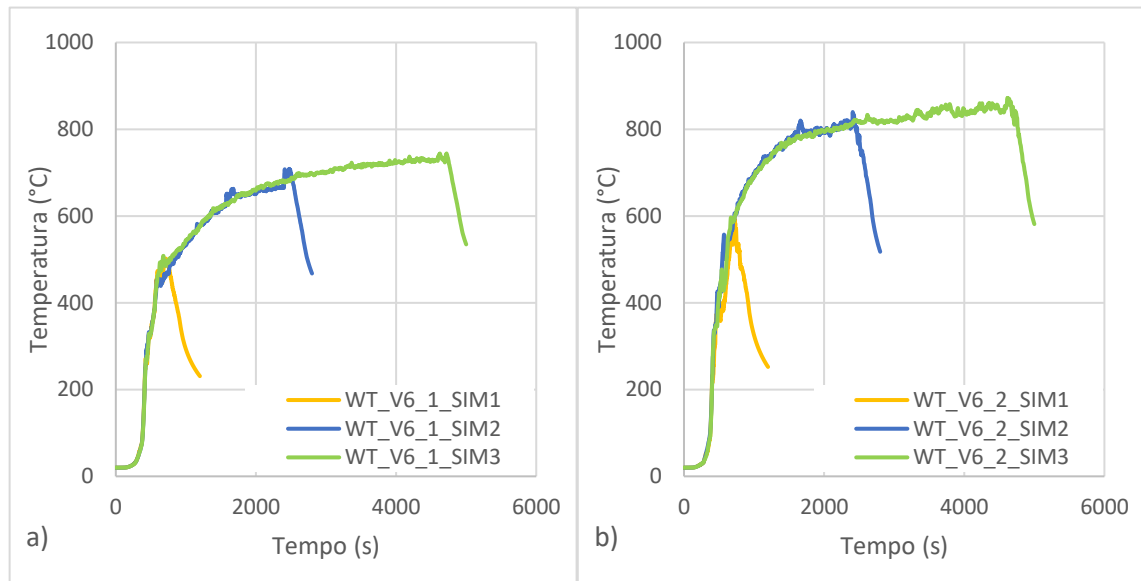


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.6 VIGA V6

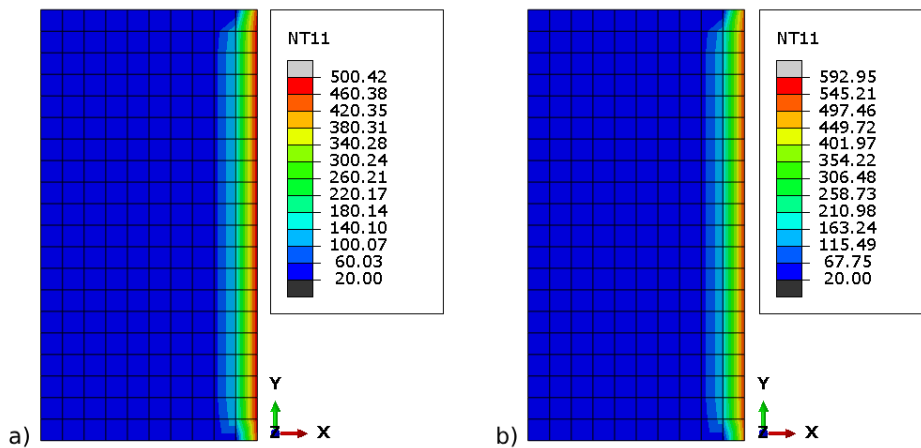
A viga V6 possui comprimento de 4,8 m e está disposta na parte lateral esquerda do compartimento. Esta viga possui dois dispositivos *wall temperature* disposto a 1/4 do comprimento total da viga. As curvas de temperatura dos dois dispositivos de aquisição da temperatura superficial são apresentadas na Figura 51 e o gráfico de isotermas, para cada seção, é apresentado na Figura 52, Figura 53 e na Figura 54.

Figura 51 - Curvas de temperatura para a V6 obtidas pelas simulações 1, 2 e 3 no FDS: a) seção 1 e b) seção 2



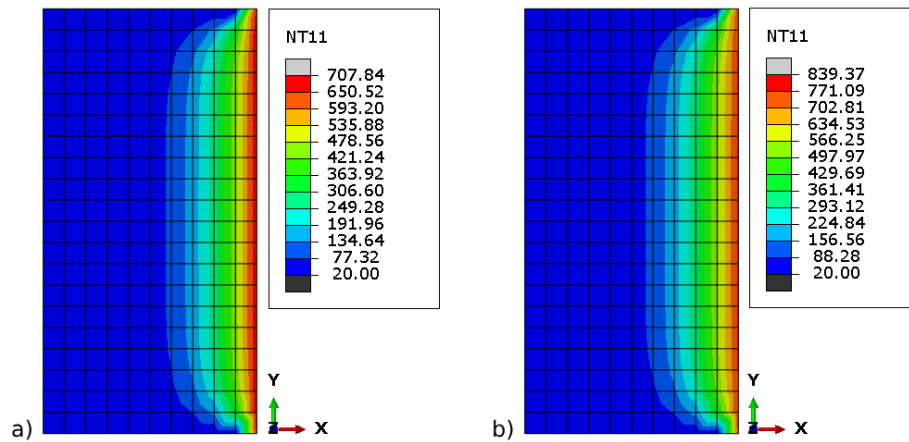
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 52 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V6 obtidas com dados da simulação 1: a) WT_V6_1 e b) WT_V6_2



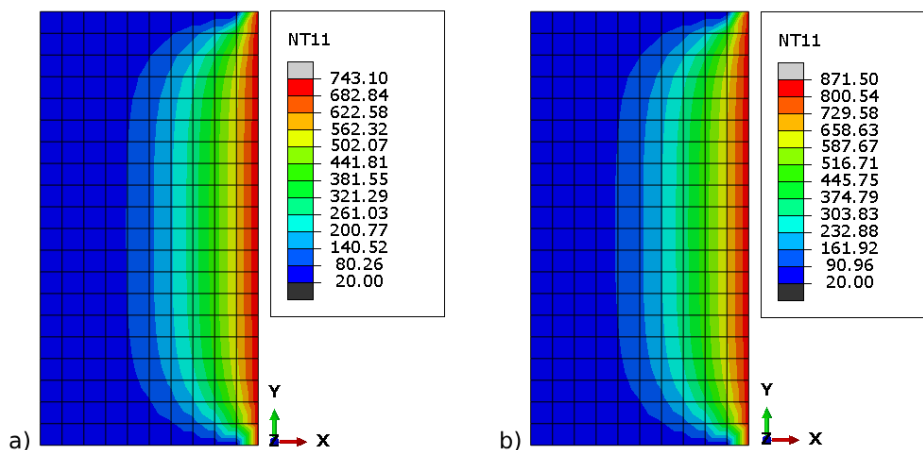
Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 53 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V6 obtidas com dados da simulação 2: a) WT_V6_1 e b) WT_V6_2



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 54 - Gráfico de isotermas de temperatura para a V6 obtidas com dados da simulação 3: a) WT_V6_1 e b) WT_V6_2

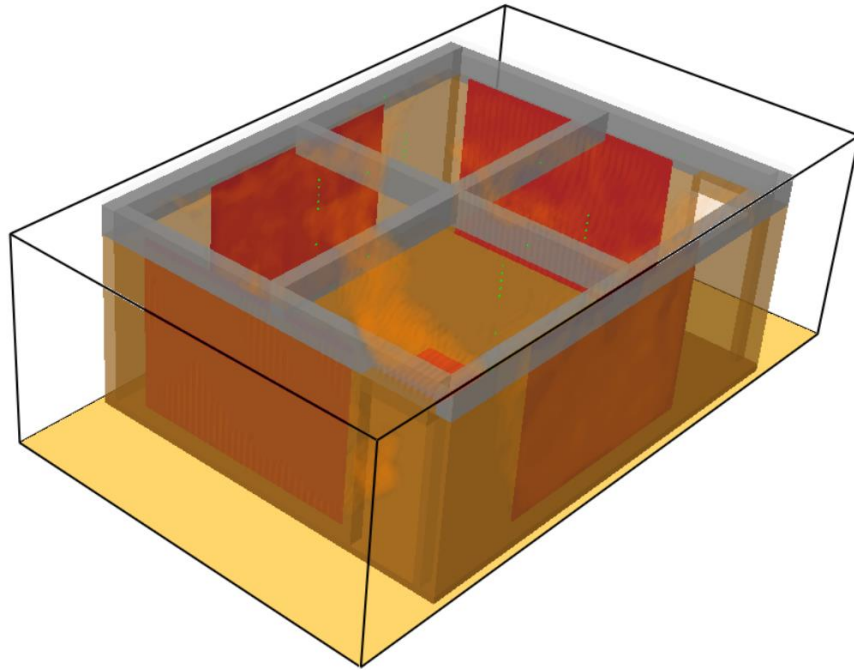


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.7 PERFIL DO INCÊNDIO

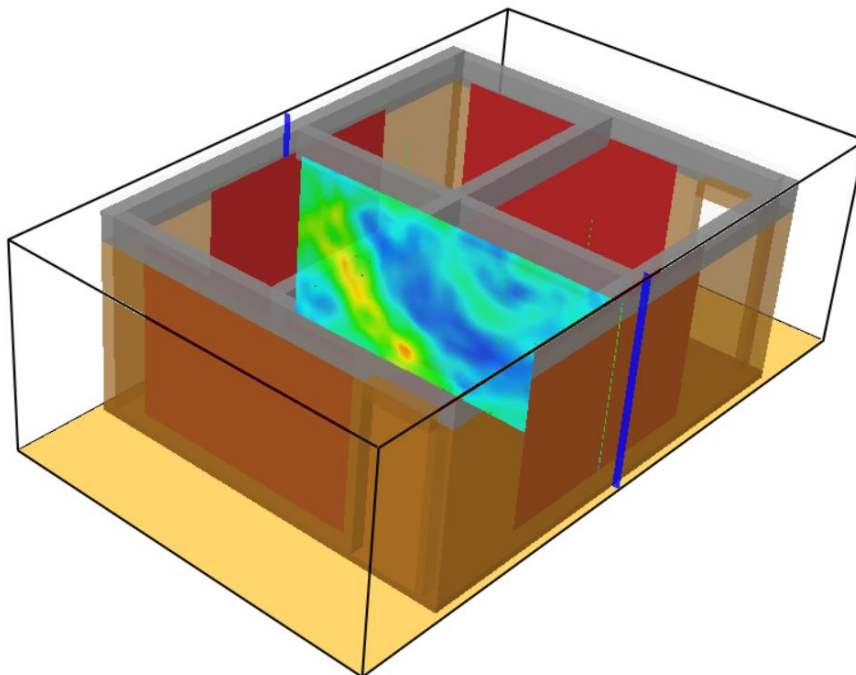
A partir das simulações realizadas através do FDS, foi possível identificar o perfil do incêndio gerado no compartimento desenvolvido a partir do programa experimental de Chien-Jung *et al.* (2010). Devido à presença de duas portas ao compartimento, a principal influência para o perfil de temperaturas foi a entrada de ar gerada através das referidas aberturas. A Figura 55 e a Figura 56 demonstram que a ventilação influenciou no posicionamento da chama do incêndio, deslocando-a para a parte posterior do compartimento.

Figura 55 - Perfil do incêndio para as simulações realizadas no FDS



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 56 - Perfil de velocidade para o eixo y do compartimento simulado no FDS

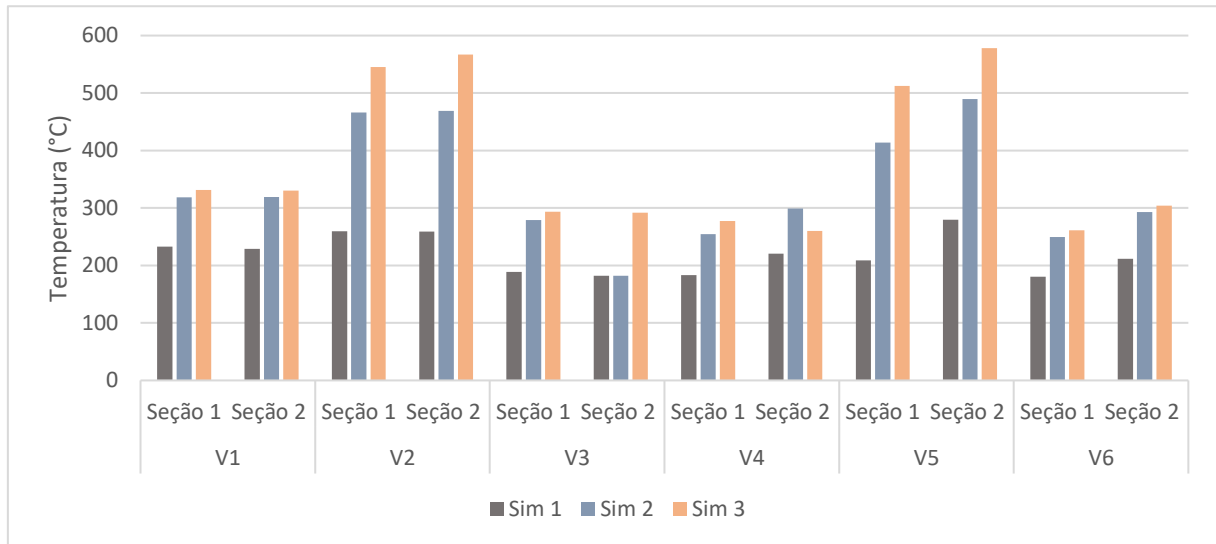


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Este comportamento também foi observado nas curvas de temperaturas geradas para as vigas em todas as três simulações realizadas, ou seja, a V1 obteve os maiores picos de temperatura em todas as simulações em comparação com as demais vigas horizontais V2 e V3 e as vigas V4, V5 e V6 apresentaram as maiores temperaturas nos dispositivos 2, que são os dispositivos

de aquisição de temperatura posicionados na parte posterior do compartimento. A Figura 57 apresenta um comparativo das temperaturas médias alcançadas na linha neutra de cada viga para cada simulação realizada.

Figura 57 - Temperaturas médias alcançadas na linha neutra de cada viga para cada simulação

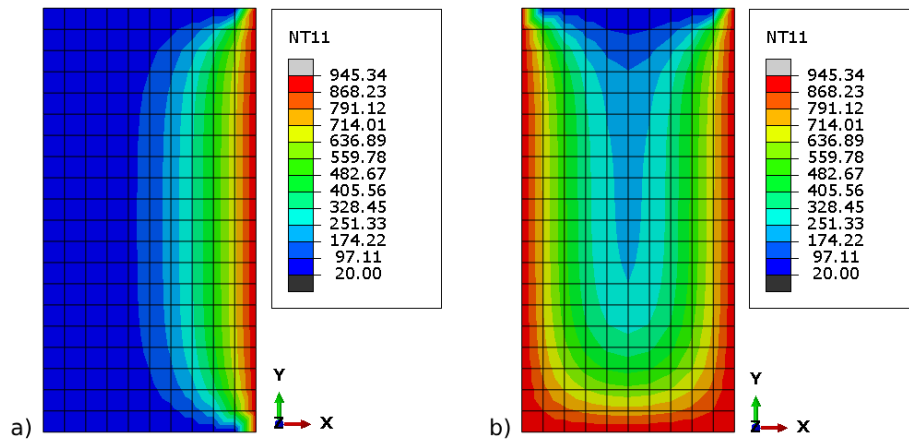


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.8 ISOTERMAS PARA A CURVA DE INCÊNDIO PADRÃO ISO 834 (ISO, 1999)

Para a obtenção das isotermas de temperatura para a curva padrão ISO 834 (ISO, 1999), a simulação através do *software* Abaqus/CAE foi realizada a partir dos mesmos parâmetros apresentados para as simulações vigas do compartimento e considerou apenas dois modelos de vigas: as vigas de uma face exposta (correspondente a V1, V3, V4 e V6) e vigas de três faces expostas (correspondentes a V2 e V5). Tal condição é decorrente da independência do posicionamento frente ao foco do incêndio. A simulação considerou um tempo de exposição de 60 min (3600 s) e os resultados são apresentados na Figura 58.

Figura 58 - Isotermas de temperatura para a exposição a curva ISO 834 (ISO, 1999): a) viga com 1 face exposta e b) viga com 3 faces expostas

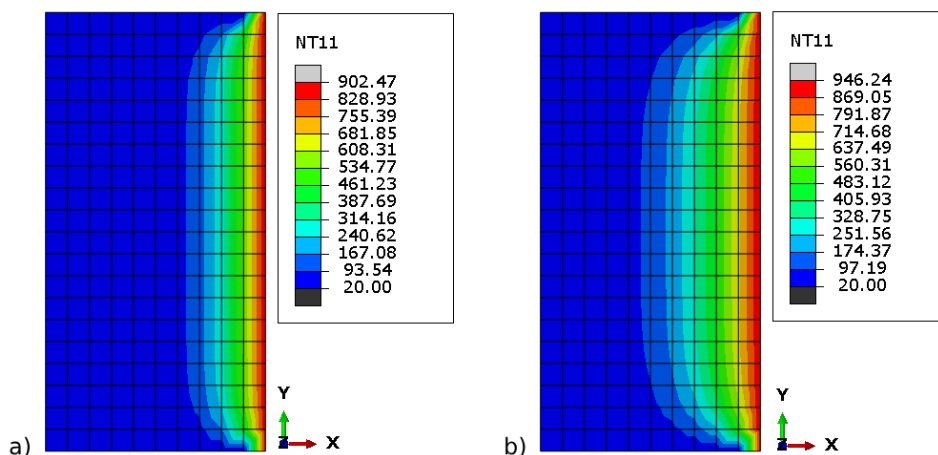


Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.9 ISOTERMAS ADICIONAIS PARA TEMPOS REAIS DE EXPOSIÇÃO AO INCÊNDIO DE 30 MIN E 60 MIN

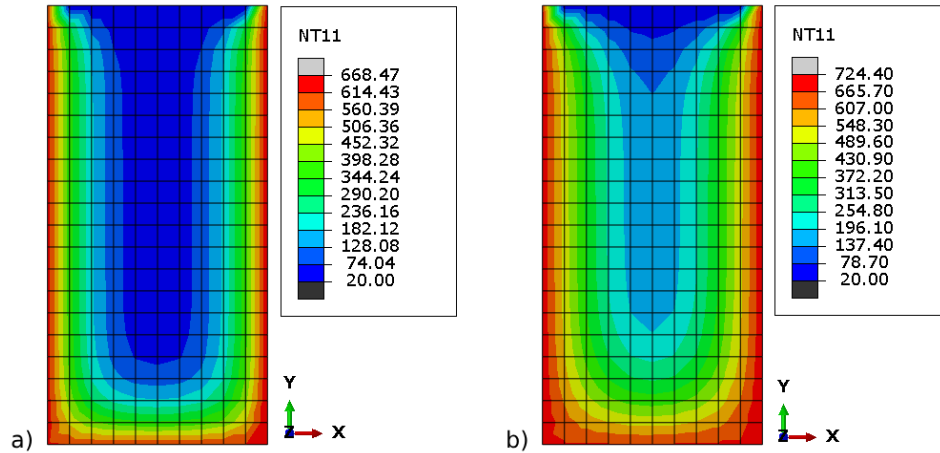
Devido a descaracterização dos TRRFs de 30 min e 60 min com a alteração da duração do incêndio realizada para alcançar as cargas de médio e alto risco de incêndio para as simulações 2 e 3 (que tiveram tempos totais de incêndio de 2714 s e 4938 s, respectivamente), foram geradas isotermas adicionais para a V1 e a V5. Tais isotermas foram obtidas a partir da exposição ao incêndio de 1800 s para a simulação 2 e de 3600 s para a simulação 3. Dessa maneira, mesmo que as cargas obtidas através dos novos tempos de exposição resultem em cargas de baixo e médio risco de incêndio (291,66 MJ/m² e 875,00 MJ/m², respectivamente), será avaliada a resistência ao incêndio para os tempos reais de exposição ao incêndio (TREI) de 30 min e 60 min. Assim, as vigas V1 e V5 adicionais serão identificadas como V1' e V5'. As isotermas adicionais são apresentadas na Figura 59 e Figura 60.

Figura 59 - Isotermas de temperatura para a V1': a) TREI 30 min (1800 s) e b) TREI 60 min (3600 s)



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 60 - Isotermas de temperatura para a V5': a) TREI 30 min (1800 s) e b) TREI 60 min (3600 s)



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.10 DIMENSIONAMENTO DAS VIGAS

O dimensionamento à flexão das armaduras longitudinais das vigas foi realizado para possibilitar a verificação da resistência em situação de incêndio, tendo em vista que o método tabular e o método da isoterma de 500 °C levam em consideração o posicionamento das armaduras longitudinais e que o método da isoterma de 500°C realiza a comparação dos esforços resistentes para a nova seção transversal com os esforços solicitantes em situação de incêndio.

Para os esforços atuantes no compartimento, foram considerados apenas o peso próprio das vigas, considerando o peso específico do concreto armado de 24 kN/m³, e a carga adicional gerada pelo forro de gesso acartonado, com peso específico de 0,25 kN/m², atuante em cada viga. Foi considerado, ainda, que a V2 se apoia na V4, V5 e V6 e, por sua vez, a V5 se apoia na V1 e V3.

Os momentos solicitantes para as vigas V1 e V5 são $M_{sd,V1} = 52,00$ kN m e $M_{sd,V5} = 33,50$ kN m, respectivamente. O dimensionamento das armaduras longitudinais à flexão levou em consideração os parâmetros indicados na NBR 6118 (2023), resultando na armadura longitudinal composta por 3 Ø 12,5 mm para a V1 e 3 Ø 10 mm para a V5. A Tabela 14 apresenta o resumo das armaduras adotadas para as 6 vigas analisadas.

Tabela 14 - Armadura longitudinal adotada para as vigas de concreto armado

Viga	Armadura longitudinal adotada
V1	3 Ø 12,5 mm
V2	3 Ø 10 mm
V3	3 Ø 12,5 mm
V4	3 Ø 10 mm
V5	3 Ø 10 mm
V6	3 Ø 10 mm
Va*	3 Ø 12,5 mm
Vb*	3 Ø 10 mm
V1'	3 Ø 12,5 mm
V5'	3 Ø 10 mm

*Vigas expostas à curva ISO 834 (ISO, 1999) considerando uma face exposta (Va) e três faces expostas (Vb)

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.11 AVALIAÇÃO DE RESISTÊNCIA AO FOGO

Nesse item é detalhada a verificação da resistência ao fogo das vigas adicionadas ao compartimento simulado no *software* FDS a partir do método tabular prescrito pela NBR 15200 (2012) e pelo método da isoterma de 500 °C prescrito pelo EN 1992-1-1 (EN, 2004). A avaliação da resistência ao fogo das vigas expostas à curva padrão, considerando os TRRFs de 30 e 60 min, será comparada com a resistência ao fogo das vigas expostas ao incêndio real obtido a partir das simulações 2 e 3, que possuem um tempo de exposição de 2714 s e 4938 s, respectivamente.

7.11.1 Método tabular segundo NBR 15200 (2012)

O método tabular para a verificação de vigas em situação de incêndio foi apresentado no Item 5.2.1. Primeiramente, é necessário calcular a distância do centro de gravidade da armadura longitudinal às faces das vigas. Tendo em vista que todas as vigas possuem as mesmas dimensões transversais e que o método tabular é aplicado somente para vigas com 3 faces aquecidas, o método tabular somente foi aplicado para a V2 e V5, que possuem armaduras longitudinais compostas por 3 Ø 10 mm.

O cálculo do centro de gravidade das barras longitudinais é baseado na média aritmética do centro de gravidade individual de cada barra, que leva em consideração o cobrimento, a espessura do estribo (considerado de Ø 6,30 mm) e o diâmetro da barra, e a quantidade de barras longitudinais. O centro de gravidade para as duas configurações de armaduras longitudinais é apresentado na Tabela 15 e na Tabela 16.

Tabela 15 - Centro de gravidade vertical

Dimensões (cm)	Cobrimento (cm)	Armadura longitudinal	Posicionamento das armaduras verticais (cm)			Centro de gravidade vertical (cm)
			1	2	3	
20x40	3	3 Ø 10 mm	4,13	4,13	4,13	4,13

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Tabela 16 - Centro de gravidade horizontal

Dimensões (cm)	Cobrimento (cm)	Armadura longitudinal	Posicionamento das armaduras horizontais (cm)			Centro de gravidade horizontal (cm)
			1	2	3	
20x40	3	3 Ø 10 mm	4,13	10	15,87	10

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

O método tabular deve ser aplicado para a pior situação de exposição da viga. Assim, os valores de centros de gravidade aplicados na verificação são os valores verticais, ou seja, C_v 41,30 mm. Considerando os valores mínimos da distância entre o eixo da armadura e a face do concreto exposta (c_1) para o para vigas biapoiadas com TRRFs de 30 e 60 min apresentados na NBR 15200 (2012), tem-se que a posição dos centros de gravidade das armaduras longitudinais das vigas analisadas são superiores aos valores mínimos para o método tabular, conforme Tabela 17. Além disso, a largura de 200 mm adotada para as vigas é superior aos valores mínimos de 80 mm e 100 mm recomendados pela referida norma. Portanto, de acordo com a verificação ao incêndio realizada através do método tabular, as vigas V2 e V5 estão seguras em relação à situação de incêndio.

Tabela 17 - Valores mínimos de centro de gravidade (c_1) e largura (b) indicados na NBR 15200 (2012) para TRRF 30 e 60 min e os valores adotados para a V2/V5 para um TREI de 87 min

Parâmetro	TRRF 30	TRRF 60	V2/V5
$c_{1,min}$ (cm)	2,00	4,00	4,13
b_{min} (cm)	8,00	10,00	20,00

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

7.11.2 Método da isoterma de 500 °C segundo EN 1992-1-2 (EN, 2004)

Conforme apresentado no Item 5.3, o método da isoterma pode ser aplicado nos elementos estruturais que atendam as dimensões mínimas apresentadas na Tabela 6 em função do TRF (tempo de resistência ao fogo). Tendo em vista que o EN 1992-1-2 (EN, 2004) não apresenta parâmetros para a aplicação do método ao TRF de 30 min, esta etapa da verificação considera apenas o TRF de 60 min. Assim, para o TRF de 60 min a largura mínima necessária para a aplicação do método é de 90 mm. Dessa maneira, o método pode ser aplicado para todas as vigas, pois possuem uma largura de 200 mm.

A partir das isotermas apresentadas para as vigas no Item 7, é possível determinar a seção transversal reduzida, que é definida a partir da exclusão da parcela de concreto que foi exposto a mais de 500 °C. Além disso, os cantos arredondados presentes nas isotermas devem ser aproximados por retângulos. Os valores encontrados e a seção transversal reduzida das vigas são apresentados na Tabela 18 e na Figura 61, respectivamente.

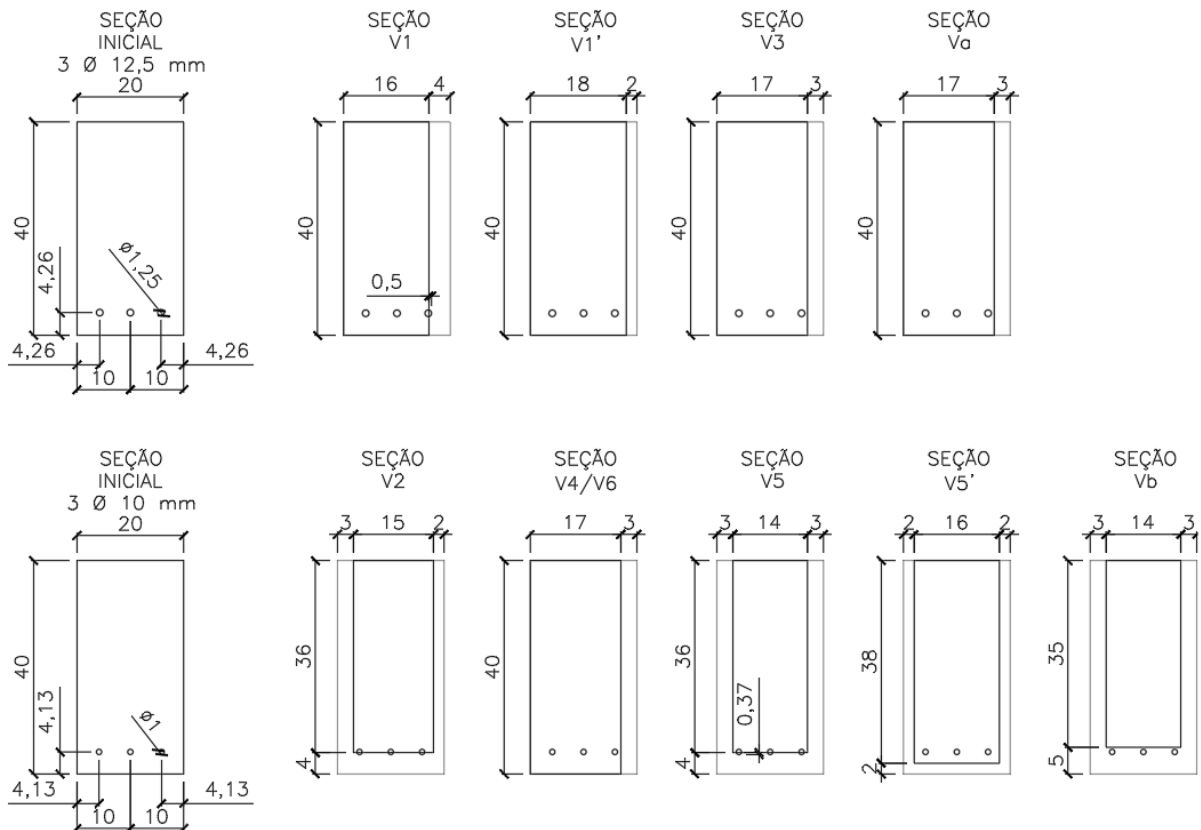
Tabela 18 - Seção transversal reduzida para a aplicação do método de isotermas de 500 °C

Viga	Seção transversal inicial		Seção transversal reduzida	
	x (cm)	y (cm)	x (cm)	y (cm)
V1	20,00	40,00	16,00	40,00
V2	20,00	40,00	15,00	36,00
V3	20,00	40,00	17,00	40,00
V4	20,00	40,00	17,00	40,00
V5	20,00	40,00	14,00	36,00
V6	20,00	40,00	17,00	40,00
Va*	20,00	40,00	17,00	40,00
Vb*	20,00	40,00	14,00	35,00
V1'	20,00	40,00	18,00	40,00
V5'	20,00	40,00	16,00	38,00

*Vigas expostas a curva ISO 834 (ISO, 1999) considerando uma face exposta (Va) e três faces expostas (Vb).

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 61 - Seções transversais reduzidas para as vigas



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Para a aplicação do método da isoterma de 500 °C, é necessário determinar os coeficientes de redução da resistência da armadura em função da temperatura em cada barra, conforme apresentado na Tabela 7. As temperaturas das armaduras longitudinais e os coeficientes de redução da resistência são apresentados na Tabela 19.

Tabela 19 - Temperaturas e coeficiente de redução de resistência para as armaduras longitudinais

Viga	Temperatura na armadura (°C)			Coeficiente de redução $k_{s,\theta}$			$k_{s,\theta}$ médio
	Esquerda	Centro	Direita	Esquerda	Centro	Direita	
V1	20,00	20,00	542,33	1,00	1,00	0,65	0,88
V2	447,37	386,32	447,37	0,89	1,00	0,89	0,93
V3	20,00	20,00	471,70	1,00	1,00	0,84	0,95
V4	20,00	20,00	468,63	1,00	1,00	0,85	0,95
V5	431,98	373,13	431,98	0,93	1,00	0,93	0,95
V6	20,00	20,00	459,60	1,00	1,00	0,87	0,96
Va	20,00	20,00	559,78	1,00	1,00	0,59	0,86
Vb	714,01	559,78	714,01	0,20	0,59	0,20	0,33
V1'	20,00	20,00	483,12	1,00	1,00	0,82	0,94
V5'	430,90	372,20	430,90	0,93	1,00	0,93	0,95

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

O procedimento de cálculo da verificação da resistência ao fogo pelo método da isoterma de 500 °C para a V1 é apresentado a partir das Equações 12, 13, 14, 15 e 16 e os resultados da verificação para as demais vigas são apresentados na Tabela 21.

O cálculo da força resultante de cálculo em situação de incêndio na armadura tracionada ($F_{sd,fi}$) foi realizado conforme Equação 12.

$$F_{sd,fi} = \frac{f_{yk}}{\gamma_{s,fi}} * k_{s,\theta m} * A_s = \frac{50}{1} * 0,88 * \left(3 * \frac{\pi * 1,25^2}{4} \right) = 161,99 \text{ kN} \quad (Eq. 12)$$

Onde,

$F_{sd,fi}$ – é a força resultante de cálculo na armadura, em incêndio (kN);

A_s – é a área de aço (cm²);

f_{yk} – é a resistência característica à tração do aço em temperatura ambiente (kN/cm²);

$k_{s,\theta m}$ – é o fator de redução da resistência, na temperatura θ , da barra de aço (adimensional); e

$\gamma_{s,fi}$ – é o coeficiente de ponderação da resistência do aço em situação de incêndio (adimensional).

Em seguida, é necessário calcular a força resultante de cálculo em situação de incêndio no bloco de concreto comprimido ($F_{cd,fi}$), conforme Equação 13.

$$F_{cd,fi} = \alpha_{fi} * \frac{f_{ck}}{\gamma_{c,fi}} * k_{c,\theta m} * Ac = 1 * \frac{2,5}{1} * 1 * (16 * y_{fi}) = 40,00 * y_{fi} \text{ kN} \quad (Eq. 13)$$

Onde,

$F_{cd,fi}$ – é a força resultante de cálculo na área de concreto comprimido, em incêndio (kN);

Ac – é a área do elemento finito comprimido (cm²);

f_{ck} – é a resistência característica à compressão do concreto em temperatura ambiente (kN/cm²);

$k_{c,\theta m}$ – é o fator de redução da resistência, na temperatura θ , do elemento finito comprimido (adimensional);

$\gamma_{c,fi}$ – é o coeficiente de ponderação da resistência do concreto em situação de incêndio (adimensional); e

α_{fi} – é o redutor do valor de cálculo da resistência à compressão do concreto, em incêndio (adimensional).

Os cálculos foram realizados considerando a resistência característica do concreto (f_{ck}) de 25 MPa e a do aço (f_{yk}) igual a 500 MPa. Além disso, os coeficientes de ponderação das resistências ($\gamma_{s,fi}$ e $\gamma_{c,fi}$) foram considerados igual a 1 para ambos os materiais em situação de incêndio, conforme recomendado pela NBR 15200 (2012). Para situações em temperatura ambiente, o redutor de resistência de cálculo à compressão do concreto (α) possui o valor de 0,85, que é referente, principalmente, ao efeito Rusch, que representa uma redução da resistência a compressão do concreto à duração prolongada do carregamento. Assim, como o incêndio é uma ação de curta duração, o valor do redutor do valor de cálculo da resistência à compressão do concreto em situação de incêndio (α_{fi}) igual a 1.

Através do equilíbrio de forças, tem-se que $F_{cd,fi}$ igual a $F_{sd,fi}$. Logo, é possível determinar a altura da linha neutra (y_{fi}) através da Equação 14.

$$y_{fi} = \frac{161,99}{40,00} = 4,05 \text{ cm} \quad (Eq. 14)$$

Considerando que o momento resistente da seção transversal depende do braço de alavanca entre as resultantes de compressão e tração e que, na situação de incêndio, o concreto se encontra no estágio III, considerando um bloco de compressão retangular de altura y_{fi} , o braço de alavanca vale:

$$z_{fi} = d - \frac{y_{fi}}{2} = 36 - \frac{4,05}{2} = 33,98 \text{ cm} \quad (\text{Eq. 15})$$

Assim, o momento resistente da seção transversal do incêndio vale:

$$M_{Rd,fi} = F_{sd,fi} * z_{fi} = 161,99 * 0,3396 = 55,04 \text{ kNm} \quad (\text{Eq. 16})$$

De maneira simplificada, o momento solicitante em situação de incêndio pode ser considerado como 70% do momento solicitante de cálculo em temperatura ambiente. O valor máximo do momento fletor positivo M_{sd} , a temperatura ambiente, incidente na V1 vale 52 kNm. Logo para a ação do momento positivo, a V1 encontra-se segura frente ao incêndio, pois o momento $M_{Rd,fi}$ é superior a 70% do momento solicitante de cálculo em temperatura ambiente, ou seja, é superior o $M_{sd,fi}$ de 36,4 kNm, conforme Tabela 20.

Tabela 20 - Momento solicitante em temperatura ambiente (M_{sd}), momento solicitante em situação de incêndio ($M_{sd,fi}$) e momento resistente em situação de incêndio ($M_{Rd,fi}$) para a V1

M_{sd} (kNm)	$M_{sd,fi}$ (kNm)	$M_{Rd,fi}$ (kNm)
52,00	36,40	55,04

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Os resultados da verificação para o momento fletor positivo para as demais vigas, é apresentado na Tabela 21 e na Figura 62.

Tabela 21 - Verificação pelo método da isoterma de 500°C

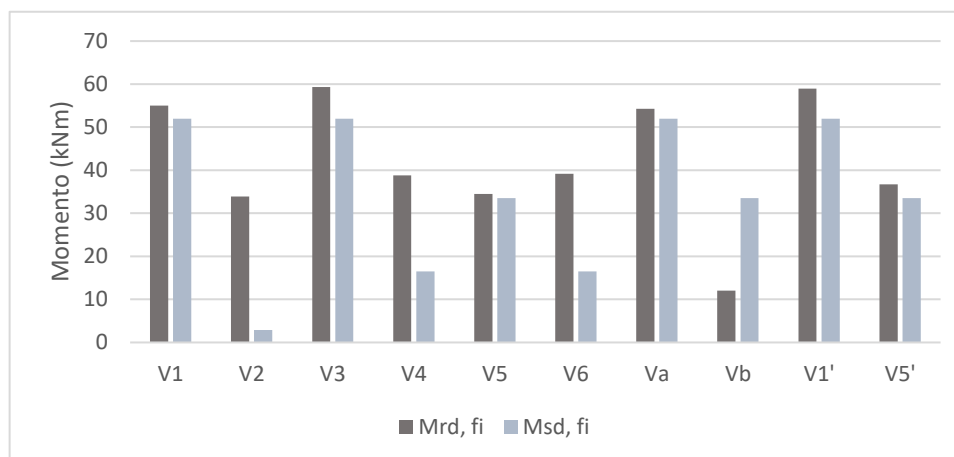
Viga	$F_{sd,fi}$ (kN)	$F_{cd,fi} * y_{fi}$ (kN)	y_{fi} (cm)	z_{fi} (cm)	$M_{Rd,fi}$ (kNm)	$M_{sd,fi+}$ (kNm)	Verificação
V1	161,99	40,00	4,05	33,98	55,04	52,00	Segura
V2	109,56	37,50	2,92	30,94	33,90	2,90	Segura
V3	174,87	42,50	4,11	33,95	59,36	52,00	Segura
V4	111,92	42,50	2,63	34,68	38,82	16,50	Segura
V5	111,92	35,00	3,20	30,80	34,47	33,50	Segura
V6	113,10	42,50	2,66	34,67	39,21	16,50	Segura
Va	158,92	42,50	3,74	34,13	54,24	52,00*	Segura
Vb	38,88	35,00	1,11	30,94	12,03	33,50**	Insegura
V1'	173,03	45,00	3,85	34,08	58,97	52,00	Segura
V5'	111,92	40,00	2,80	32,80	36,71	33,50	Segura

* considerando o maior momento fletor positivo incidente nas vigas com uma face exposta.

** considerando o maior momento fletor positivo incidente nas vigas com três faces expostas.

Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Figura 62 - Momento solicitante em situação de incêndio ($M_{sd,fi}$) e momento resistente em situação de incêndio ($M_{rd,fi}$) para o método da isoterma de 500 °C



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Portanto, a verificação da resistência ao incêndio a partir do método da isoterma de 500°C para as vigas submetidas as curvas de temperatura obtidas pela simulação 3, que considera um alto grau de risco com uma duração de incêndio de 87 minutos, demonstrou que todas as 6 vigas avaliadas estão seguras em relação à situação de incêndio. Além disso, a verificação para a V1' e V5', que consideram o TREI (tempo real de exposição ao incêndio) de 60 min, demonstrou a segurança frente de ambas as vigas em situação de incêndio. No entanto, quando avaliada a exposição considerando a curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999), apenas a Va, que corresponde as vigas com uma face exposta, apresentou segurança frente ao incêndio. De acordo com os resultados, foi constatada a insegurança da Vb, que possui três faces expostas ao incêndio, frente ao incêndio, pois não atingiu um valor de momento resistente em situação de incêndio superior a 70% do momento solicitante na viga, que foi definido como o maior momento fletor positivo incidente nas vigas com três faces expostas, ou seja, o momento incidente na V5.

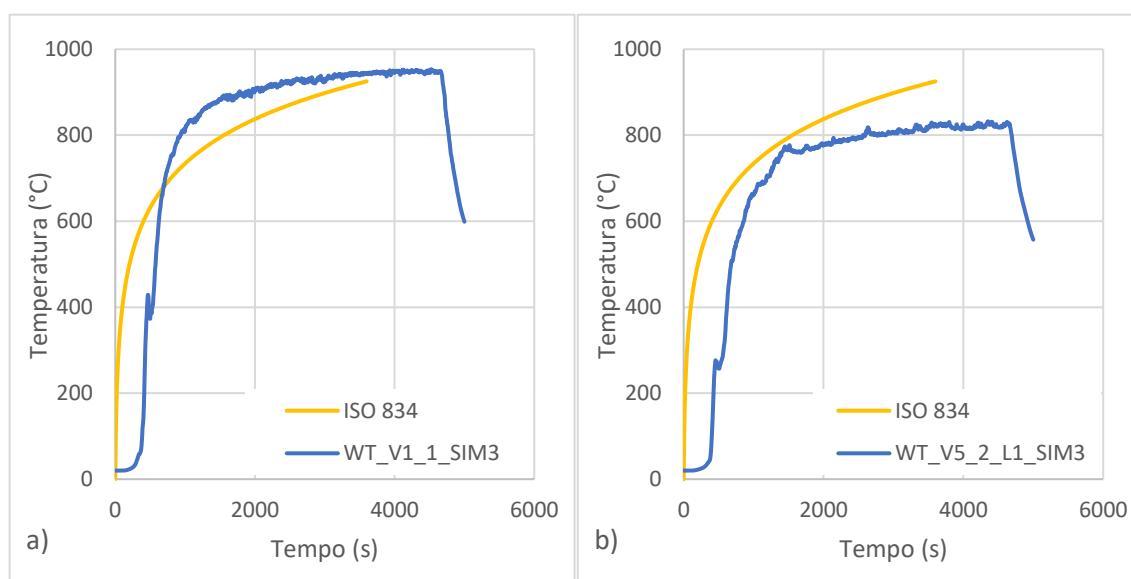
7.12 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

As simulações realizadas no *software* FDS foram realizadas considerando cargas de baixo, médio e alto risco de potencial de incêndio. Tal relação foi estabelecida a partir da variação do tempo total de exposição ao incêndio da simulação, mantendo-se o pico de HRR de 7 MW estabelecidos no experimento proposto por Chien-Jung *et al.* (2010). Desse modo, cada simulação considerou os tempos finais de incêndio de 900 s, 2714 s e 4938 s, com tempo total de simulação de 1200 s, 2800 s e 5000 s, respectivamente. Nas simulações 2 e 3, adicionaram-

se 30 min e 67 min, nesta ordem, a partir dos 660 s iniciais para a obtenção das cargas de médio e alto risco de incêndio.

Apesar da curva padrão ISO 834 (ISO, 1999) desconsiderar a fase de ignição do incêndio, é possível identificar que, ainda com um tempo total de simulação inferior (3600 s de exposição) ao praticado nas simulações realizadas no FDS, as maiores temperaturas alcançadas na exposição da Va à curva padrão ISO 834 (ISO, 1999) foram próximas às alcançadas pela V1 na simulação 3, sendo 945,34 °C e 953,57 °C, respectivamente, com apenas 0,87% de diferença. No entanto, quando comparada com a maior temperatura alcançada na V5, a Vb exposta à curva padrão alcançou temperaturas cerca de 10,22% superiores às alcançadas na V5, sendo 945,34 °C e 857,67 °C, nesta ordem. A curva de temperatura gerada para a V1 e a V5 na simulação 3 é comparada à curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999) na Figura 63.

Figura 63 - Comparativo entre as curvas geradas através da simulação 3 com a curva padrão ISO 834: a) V1 e b) V5



Fonte: AUTORIA PRÓPRIA

Este comparativo justifica os resultados encontrados na verificação de resistência através do método da isoterma de 500 °C presente no EN 1992-1-1 (EN, 2004). A Va, que corresponde à viga de uma face exposta à curva ISO 834 (ISO, 1999), apresentou descontos na seção transversal próximos aos descontos da V1. Dessa maneira, a verificação para a resistência ao fogo apresentou o mesmo resultado para a V1: a segurança. Porém, quando a avaliação é voltada para a Vb, que corresponde à viga com três faces expostas à curva ISO 834 (ISO, 1999), o resultado é distinto ao encontrado para a V5. Assim, como a curva padrão alcançou temperaturas superiores à curva gerada para a V5 através da simulação 3, os descontos na seção

transversal foram maiores e, conseqüentemente, a resistência em situação de incêndio diminuiu, resultando na insegurança da Vb para um TREI de 60 min.

Nesse sentido, como o método tabular presente na NBR 15200 (2012) é baseado apenas na comparação dos valores mínimos de cobrimento e largura para as vigas contínuas e biapoçadas para cada valor de TRRF, a verificação com os valores de cobrimento e largura utilizados nesta pesquisa resultou na segurança da V2 e V5 em relação à situação de incêndio para os TREIs de 30 min e 60 min. Assim, o método tabular não sinalizaria uma possível falha da V5 quando exposta a um incêndio com 60 min.

Além disso, tendo em vista que as curvas obtidas através das simulações realizadas no *software* FDS consideraram a influência da geometria do compartimento, a presença de aberturas, perfil de ventilação e disposição das cargas de incêndio, as curvas de temperatura obtidas para cada viga apresentaram comportamentos distintos e individuais. Assim, a verificação da resistência ao fogo a partir das curvas geradas pelo FDS foi dependente do posicionamento da viga e da influência da dinâmica deste incêndio na viga em questão, tal qual em incêndios reais. No entanto, com a aplicação da curva padrão, todas as vigas, independentemente do seu posicionamento ou das características do compartimento, estariam sujeitas ao mesmo perfil de incêndio. Nesse sentido, apenas a temperatura máxima da V1 obtida pela simulação foi 0,87% superior à máxima temperatura alcançada pela ISO 834 (ISO, 1999). Contudo, as vigas V2, V3, V4, V5 e V6 apresentaram temperaturas máximas cerca de 14,45%, 11,14%, 4,72%, 9,27% e 7,74%, respectivamente, inferiores à temperatura máxima alcançada pela referida curva padrão. No entanto, conforme apresentado anteriormente, apenas a verificação da V5 resultaria em insegurança quando exposta à curva ISO 834 (ISO, 1999) para um TRRF de 60 min.

Tendo em vista que os ajustes realizados nas simulações 2 e 3 para o alcance das cargas de incêndio de médio e alto risco resultaram em tempos de exposição ao incêndio superiores aos 30 min e 60 min presentes na NBR 15200 (2012), realizou-se a análise térmica da V1 e da V5 considerando apenas o tempo de exposição referente aos TREIs de 30 min e 60 min. Para tal, foram geradas as isotermas de temperatura para a V1' e a V5', que, para o TREI de 30 min, correspondeu aos primeiros 1800 s da simulação 2 e, para o TREI de 60 min, os primeiros 3600 s da simulação 3. A partir da aplicação do método da isoterma de 500 °C presente na EN 1992-1-1 (EN, 2004), constatou-se que os descontos na seção transversal a partir do TREI de 60 min – tendo em vista que o TREI de 30 min não pode ser aplicado ao referido método – foram inferiores aos obtidos na avaliação realizada na V1 e V5 para a simulação 3, que considerou

uma exposição ao incêndio de, aproximadamente, 87 min. Nesse sentido, o momento resistente em situação de incêndio para a V1' foi 7% superior ao encontrado para V1. Para a V5', os resultados demonstraram que o momento resistente em situação de incêndio foi 6% superior ao da V5. No entanto, quando comparado com os resultados encontrados para a curva padrão ISO 834 (ISO, 1999), que considerou o mesmo tempo de exposição, ou seja, 3600s, as diferenças subiram para 8% entre a V1' e a Va e 67% entre a V5' e a Vb. Essa diferença está relacionada à desconsideração da fase de ignição realizada na curva padrão ISO 834 (ISO, 1999), que caracteriza o rápido desenvolvimento do incêndio e o alcance de maiores temperaturas em menos tempo. Dessa maneira, ainda que o tempo total de exposição ao incêndio seja o mesmo, na curva de incêndio padrão as faces expostas permanecem por mais tempo suscetíveis a temperaturas superiores às obtidas a partir das simulações realizadas no FDS, o que desencadeia o aumento nas temperaturas da seção transversal e resulta em maiores taxas para a diminuição da resistência ao incêndio.

8 CONCLUSÕES

Neste trabalho foi apresentada análise numérica do comportamento térmico e verificação da resistência ao fogo de vigas de concreto armado em situação de incêndio de um escritório. Os modelos numéricos foram desenvolvidos através dos *softwares* FDS e Abaqus/CAE. A validação do modelo desenvolvido no FDS ocorreu através da comparação com o programa experimental desenvolvido por Chien-Jung *et al.* (2010), conforme apresentado no Item 6.2.1, e, ao todo, foram realizadas três simulações no FDS correspondentes a cargas de incêndio de baixo, médio e alto risco. Além disso, foi desenvolvido um modelo numérico para a obtenção das isothermas de temperatura através do *software* Abaqus/CAE, cuja validação foi realizada através da comparação com as isothermas apresentadas na EN 1992-1-2 (EN, 2004), conforme Item 6.3.1.

A partir das curvas e isothermas de temperatura obtidas através da aplicação dos modelos numéricos, aplicou-se a verificação da resistência ao fogo com base no método tabular proposto na NBR 15200 (2012) e o método da isoterma de 500 °C proposta pela EN 1992-1-2 (EN, 2004). Os resultados da verificação de resistência ao fogo a partir das curvas de incêndio geradas através da simulação com o FDS foram comparados com os resultados de resistência ao fogo a partir da aplicação da ISO 834 (ISO, 1999).

Após a análise dos resultados, pode-se concluir que:

- Os maiores desafios para o desenvolvimento de modelos computacionais confiáveis no FDS são: a obtenção das propriedades térmicas dos materiais e a definição dos critérios da simulação. Dessa maneira, a validação do modelo a partir de um programa experimental torna-se imprescindível, pois comprova a calibração do modelo em relação ao cenário proposto;
- O método tabular é um método simplificado de avaliação que desconsidera a influência da dinâmica e da magnitude do incêndio. Além disso, por ser aplicado somente a vigas com três faces expostas, torna-se uma metodologia limitada na avaliação para vigas de cenários reais de incêndio, pois não é aplicável a vigas com uma face exposta;
- Por desconsiderar tempos de resistência inferiores a 60 min, o método da isoterma de 500 °C não pode ser aplicado para a avaliação da resistência ao fogo de elementos estruturais expostos a incêndios de curta duração. Dessa maneira, a aplicação da

metodologia é limitada à avaliação de elementos de concreto armado em incêndio de longa duração;

- O posicionamento do elemento estrutural frente ao incêndio influencia a magnitude da redução da resistência ao fogo. Quando mais próximo ao incêndio, mais o elemento estrutural será afetado. Além disso, a dinâmica do incêndio desempenha um papel importante para a definição da proximidade do elemento, pois, dentre as vigas analisadas, a V1 obteve a maior redução da resistência frente ao incêndio. Caso se desconsidere influência da ventilação no comportamento do incêndio, as vigas V1, V3, V4 e V6 apresentariam resultados semelhantes, pois os focos de incêndio foram posicionados ao centro e distribuídos nas quatro paredes do compartimento;
- As curvas de incêndio geradas através do *software* FDS para as cargas de incêndio de médio e alto risco apresentaram comportamento semelhante ao da curva de incêndio padrão ISO 834 (ISO, 1999). No entanto, a amplitude térmica alcançada em todas as curvas geradas através da modelagem numérica permaneceu inferior à curva de incêndio padrão;
- A análise da resistência ao fogo das vigas submetidas à curva padrão de incêndio ISO 834 (ISO, 1999) demonstrou que a aplicação da curva de incêndio padrão se configura favorável à segurança, principalmente quando se considera três faces expostas ao incêndio, mesmo que a curva padrão desconsidere o tempo de exposição ao incêndio da fase de ignição. A Vb, que foi exposta à curva ISO 834 (ISO, 1999), apresentou redução na resistência ao fogo na ordem 65% quando comparada a V5, que foi exposta à curva obtida pela simulação 3 realizada no FDS; e
- As vigas V2 e V5, ambas com três faces expostas ao incêndio, obtiveram os maiores descontos na seção transversal quando aplicado o método da isoterma de 500 °C quando comparadas com as demais vigas, que possuíam apenas uma face exposta. Assim, quanto maior o número de faces expostas ao incêndio, mais afetadas serão os elementos estruturais.

Sendo assim, abaixo são apresentadas sugestões de considerações para trabalhos futuros que podem ser desenvolvidos para aperfeiçoar a metodologia da pesquisa e dar continuidade à mesma.

- Estudar novas maneiras de representação da carga de incêndio aplicado no cenário avaliado. Por exemplo, caracterizar os materiais combustíveis existentes e aplicar o modelo complexo de pirólise no FDS;
- Avaliar o comportamento do incêndio frente a cenários com distintas configurações de abertura e distribuição da carga de incêndio; e
- Desenvolver estudos experimentais que envolvem a dinâmica do incêndio e a análise térmica de elementos estruturais.

REFERÊNCIAS

- ALVES, N. R. **Análise Numérica de Edifícios de Concreto Armado em Situação de Incêndio**. 2023. 158 p. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Civil) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2023.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM E 119-00a**: Standard test methods for fire tests of Building construction and materials. West Conshohocken, 200. 23p.
- _____. **ASTM E 1354**: Standard test method for heat and visible smoke release rates for materials and products using na oxygen consumption calorimeter. West Conshohocken, 2023.
- _____. **ASTM E 1623**: Standard test method for determining of fire and thermal parameters of materials, products, and systems using an intermediate scale calorimeter. West Conshohocken, 2016.
- ANDRADE, T., M. **Compartimentação de edifícios para a segurança contra incêndios**. 2018, 317f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Civil, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2018.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 6118** – Projeto de estruturas de concreto – Procedimento. Rio de Janeiro, 2023.
- _____. **NBR 8681** – Ações e segurança nas estruturas - Procedimento. Rio de Janeiro, 2003.
- _____. **NBR 13860** – Glossário de termos relacionados com a segurança contra incêndio. Rio de Janeiro, 1997.
- _____. **NBR 14432** – Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações – procedimento. Rio de Janeiro, 2001.
- _____. **NBR 15200** – Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio. Rio de Janeiro, 2012.
- BABRAUSKAS, V. **Heat release rate: a brief primer**. InterFIRE, 1996. Disponível em:< https://www.interfire.org/features/heat_release.asp>. Acesso em 20 jun. 2023.
- BARROS, R. C. **Avaliação numérica do comportamento não linear e resistência de estruturas mistas de aço e concreto em situação de incêndio**. 2021, 246f. Tese (Doutorado) – Engenharia Civil, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2021.
- BELAY, A.; WONDIMU, T. Seismic performance evaluation of steel and GFRP reinforced concrete shear walls at high temperature. **Journal of Engineering and Applied Science**. 2023, 70.
- BERNARDI, A., P.; LAZZARI, P. M.; LAZZARI, B., M.; FERREIRA, M., W. Análise termo-estrutural de uma viga em situação de incêndio. **Congresso Brasileiro de Patologia das Construções – CBPAT**. 2020, Fortaleza, 2020.

BOLZONI, A., A. **Análise de desempenho de escadas enclausuradas à prova de Fumaça: simulação computacional da efetividade de proteção relativa à ventilação natural**. 2022. 138f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2022.

BRAGA, G., C., B.; LANDIM, H., R., O. Investigação de incêndio. In: SEITO, A., I.; GILL, A., A.; PANNONI, F. D.; ONO, R.; SILVA, S. B.; CARLO, U. D.; SILVA, V. P. **Segurança contra incêndio no Brasil**. São Paulo: Projeto Editora, p.333-345. 2008.

BRUNETTO, L., O. **Simulação computacional de incêndios: uma aplicação no prédio da escola de engenharia nova da UFRGS**. 2015. 105f. TCC (Conclusão de Curso) – Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.

CARLOS, T., B.; MARIANI, L., M.; MORAES, H., H., Q. **Avaliação do desempenho de sistemas de controle de fumaça por modelagem numérica**. 2016. Revista Técnico Científica do Corpo de Bombeiros Militar de Santa Catarina, Florianópolis (Brasil), Edição Especial: Anais do XVI SENABOM, v.1, n.2, p. 3-16, 2016.

CORPO DE BOMBEIROS MILITAR DO RIO GRANDE DO SUL. **Resolução técnica n° 02**: Terminologia aplicada a segurança contra incêndio. Porto Alegre, 2014. Disponível em: <<https://admin.bombeiros.rs.gov.br/upload/arquivos/201705/31151112-resolucao-tecnica-cbmrs-n-02-2014.pdf>>. Acesso em: 09 mai. 2023.

CORPO DE BOMBEIROS DA POLÍCIA MILITAR DO ESTADO DE SÃO PAULO. **Instrução técnica n° 08**: Segurança estrutural contra incêndio. São Paulo, 2019. Disponível em: <<https://www.bombeiros.rs.gov.br/upload/arquivos/202203/09141954-it-08-19.pdf>>. Acesso em 02 mai. 2023.

CORRÊA, C.; SILVA, J., J., R.; PIRES, T., A.; BRAGA, G., C.; MELO, I., A., V. **Edifício Modal: uma representação para o estudo de incêndios na cidade de Recife**. 2018. Revista Cientec, Recife, PE. v.10, n.2, p01-10. 2018.

COSTA, C. N. **Dimensionamento de elementos de concreto armado em situação de incêndio**. 2008. 724f. Tese (Doutorado em engenharia) – Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2008.

COSTA, C., N.; ONO, R.; SILVA, V., P. **A importância de compartimentação e suas implicações no dimensionamento das estruturas de concreto para a situação de incêndio**. In: Anais do 47° Congresso Brasileiro do Concreto – CBC2005, Recife/PE. 2005 (26 p.). ISBN 85-98576-07-7.

COSTA, L., F., S., C. **Análise termomecânica e paramétrica de estruturas de concreto armado submetidas a um incêndio**. 2021. 111 f. TCC (Conclusão de curso) - Engenharia Civil, Universidade Federal do Ceará, Crateús, 2021.

CUNHA, L., J., B., F. **O desempenho da compartimentação horizontal seletiva na promoção da segurança contra incêndio em edificações**. 2016. 239f. Tese (Doutorado) – Arquitetura e Urbanismo, Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Natal, 2016.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION (EN). **EN 1991-1-2: Eurocode 1: actions on structures – part 1. 2: general actions – actions on structures exposed to fire.** Brussels: EN, 2002. 59 p.

_____. **EN 1992-1-2: Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design.** Brussels: EN, 2004. 99 p.

FANTON, A., R. **Análise numérica do comportamento termomecânico de lajes de concreto armado exposta ao fogo.** 2019. 165f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Civil, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 2019.

FERNANDES, C., S. **Implementação de modelos atualizados de gás cinza no software Fds para predição do fluxo de calor radiativo em incêndios.** 2018. 81f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2018.

FERREIRA, M. W. **Estudo numérico dos efeitos estruturais da exposição de pilares em concreto armado a altas temperaturas.** 2019. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

FRAGA, G., C. **Análise da influência das propriedades radiativas de um meio participante na interação turbulência-radiação em um escoamento interno não reativo.** 2016. 115f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2016.

GOTTUK, D. T., LATTIMER, B. Y. **SFPE Handbook of fire protection engineering.** (5ª Edição). Springer-Verlag, New York, 2016.

HAN, Y.; BAO, Y.-H. Seismic performance of steel-reinforced concrete-filled rectangular steel tubes after exposure to non-uniform fire. **Scientific Reports.** 2023, 13.

HELENE, P.; BRITZ, C.; CARVALHO, M. Ações e efeitos deletérios do fogo em estruturas de concreto. Uma breve revisão. **Revista ALCONPAT**, [s. l.], v. 10, n. 1, p. 1–21, 2019

HELFENSTEIN, R., P. **Temperatura da camada de gás quente em um incêndio pré-flashover em um multi compartimento considerando a localização do incêndio: desenvolvimento de correlações semiempíricas para a sua revisão.** 2021. 75f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2021.

HENZ, D., A. **Avaliação de métodos matemáticos para obtenção da altura da camada de fumaça a partir de perfis verticais de temperatura em diferentes cenários de incêndio.** 2020. 115f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2020.

HILLERBORG, A.; MODÉER, M.; PETERSSON, P.E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. **Cem. Concr. Res.** 1976, 6, 773–78.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO). **ISO 834-1**: Fire-resistance test – Elements of Building construction – Part 1: General requirements. Geneva, 1999.

_____. **ISO 5660-1:2015 (E)**: Fire Tests – Reaction to Fire – Part 1: Rate of Heat Release from Building Products (Cone Calorimeter method. Geneva, 2015.

JANARDHAN, R. K.; HOSTIKKA, S. When is the fire spreading and when it travels? – Numerical simulations of compartments with wood crib fire loads. **Fire Safety Journal**. Vol. 126, 2021, ISSN 0379-7112. 2021.

LANDI, F., R. **Ação do incêndio sobre as estruturas de concreto armado**. São Paulo: EPUSP, 1986. Boletim técnico n°1.

LUZ, V., H. da. **Simulação computacional de incêndio em um depósito: análise das principais variáveis que influenciam no comportamento de incêndio**. 2017. 87f. TCC (Conclusão de Curso) – Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2017.

MANUAL DO USUÁRIO ABAQUS. **Abaqus user's manual**. 2014. Dassault Systèmes, Simula Corp. ABAQUS vc 6.14, Providence, Rhode Island, USA.

MARCATTI, J.; COELHO FILHO, H.; BERQUÓ FIHO, J. E. **Compartimentação e afastamento entre edificações**. In: SEITO, Alexandre Itui *et al.* A segurança contra incêndios no Brasil. São Paulo: Projeto Editoda, 2008. cap. XI, p. 169-179.

MAZZONI, F. **Simulação computacional de incêndios: aplicação no caso do Condomínio Edifício Cacique em Porto Alegre – RS**. 2010. 69f. TCC (Conclusão de Curso) – Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2010.

MCGRATTAN, K.; HOSTIKKA, S.; MCDERMOTT, R.; FLOYD, J.; WEINSCHENK, C.; OVERHOLT, K. – **Fire Dynamics Simulator – User's Guide**: Sixth Edition. NIST – Special Publication 1019: National Institute of Standards and Technology – NIST & Technical Research Centre of Finland – VTT, Maryland (EUA), 2022.

MC DERMOTT, R. J.; FORNEY, G. P.; MCGRATTAN, K.; MELL, W. E. Fire dynamics simulator version 6: Complex geometry, embedded meshes, and quality assessment. In: **V European Conference on Computational Fluid Dynamics: ECCOMAS CFD**. P 14-17. Lisbon (PT), 2010.

MOON, M; KIM, H.; MIN, S.; KIM, S.; PARK, W. Simulation of indoor fire dynamics of residential buildings with full-scale fire test. **Sustainability**. 2021, 13, 4897.

PADRE, E., P., G.; RIBEIRO, J., C., L.; ALVARENGA, R., C., S., S.; SILVA, R., C. **Algoritmo computacional para verificação de seções de concreto armado em situação de incêndio**. *Ibracon Structures and Materials Journal*. 2019, 12.

PIRES, R. M. **Análise de confiabilidade de vigas de concreto armado em situação de incêndio**. 2023. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio grande do Sul, Porto Alegre, 2023.

PREUSS, A., C. **Análise probabilística termoestrutural de pilares de concreto armado**. 2023. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio grande do Sul, Porto Alegre, 2023.

QUINTIERE, James G. **Principles of fire behavior**. EUA. Delmar Publishers, 1998.

RIO GRANDE DO SUL. Assembleia Legislativa. Gabinete de Consultoria Legislativa. **Decreto nº51.803, de 10 de setembro de 2014**. Regulamenta a Lei Complementar nº 14.376, de 26 de dezembro de 2013, e alterações, que estabelece normas sobre segurança, prevenção e proteção contra incêndio nas edificações e áreas de risco de incêndio no Estado do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2016.

RODRIGUES, E., E., C. **Análise da eficiência dos sistemas de compartimentação vertical externa por afastamento entre janelas e por projeções horizontais segundo as exigências normativas Brasileiras**. 2009. 178f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

RUSCHEL, F. **Avaliação da utilização de ferramentas de simulação computacional para reconstituição de incêndios em edificações de concreto armado: aplicação no caso do Shopping Total em Porto Alegre – RS**. 2011. 133f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2011.

SÁ, R., T. de. **Simulação numérica de incêndios em edificações**. 2018. 178f. Dissertação (Mestrado) – Engenharia Civil, Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2018.

SALLEY, M. H.; KASSAWARA, R.P. Verification and validation of selected fire models for nuclear power plant applications. Volume 7: **fire dynamics simulator (FDS)**, U.S. nuclear regulatory commission, office of nuclear regulatory research (RES), Rockville, MD,. and Electric Power Research Institute (EPRI), Palo Alto, CA, NUREG- 1824 and EPRI 1011999. 2007.

SILVA, V., P. **Estrutura de aço em situação de incêndio**. Reimpressão. São Paulo: Zigate, 2004. 249 p.

SUÁREZ, F.; ENFEDAQUE, A.; ALBERTI, M. G.; GÁLVEZ, J. C. Numerical simulation of PFRC fracture subjected to high temperature by means of a trilinear softening diagram. **Materials**, 2023, 16, 6048.

TABACZENSKI, R.; CORRÊA, C.; PIRES, T., A.; SILVA, J., J., R. **Simulação numérica e experimento de incêndio em dormitório residencial**. 2018. Revista ALCONPAT, 9 (1), pp.15-30.

TABACZENSKI, R.; CORRÊA, C.; PIRES, T., A.; SILVA, J., J., R. **Simulação computacional de um incêndio natural compartimentado: validação com um estudo experimental**. 2019. Revista Sul-Americana de Engenharia Estrutural, Passo Fundo, V. 16 n. 3, p. 57-79, 2019.

WANG, J.; YUE, X.; LI, F.; SUN, Y.; LI, Z. Post-fire seismic property of reinforced concrete frame joints with carbon fiber-reinforced polymer using numerical analysis. **Fire**. 2023 6, 205.

WYDRA, M.; TURKOWSKI, P.; DOLNY, P.; SADOWSKI, G.; GROCHOWSKA, N.; MICHALSKI, P. P.; WIECZOREK-CZARNOCKA, M.; PAKIEŁA, Z.; FANGRAT, J. Basalt fibre reinforced polymer bars as main reinforcement of axially compressed concrete column – experimental and numerical considerations of fire resistance. **Fire Safety Journal**, 2023, 140, 103898.

APÊNDICE A - MODELO DESENVOLVIDO NA ETAPA DE VALIDAÇÃO NO SOFTWARE FDS

A seguir é apresentado o arquivo de entrada de dados desenvolvido para a etapa de validação da simulação computacional de incêndio no software FDS, referente ao ensaio experimental realizado por Chien-Jung *et al.* (2010).

```
&HEAD CHID='Sim_1, TITLE= 'Modelo validado' /
&TIME T_END= 1000 /
&MESH IJK=60,36,20, XB=-4.5,4.5,-2.7,2.7,-0.10,2.80 /
&DUMP DT_RESTART = 50. /
&MISC RESTART=.FALSE. /
&MISC TMPA=20 /
&VENT MB='XMIN', SURF_ID='OPEN'/
&VENT MB='XMAX', SURF_ID='OPEN'/
&VENT MB='YMIN', SURF_ID='OPEN'/
&VENT MB='YMAX', SURF_ID='OPEN'/
&VENT MB='ZMAX', SURF_ID='OPEN'/
```

__Materiais__

```
&MATL ID='BRICK'
    CONDUCTIVITY=0.69
    SPECIFIC_HEAT=0.84
    DENSITY=1600. /
&MATL ID='WOOD'
    CONDUCTIVITY=0.14
    SPECIFIC_HEAT=1.38
    DENSITY = 730./
&MATL ID='GYPSIUM'
    CONDUCTIVITY=0.48
    SPECIFIC_HEAT=0.84
    DENSITY = 1440/
```

__Superfícies__

```
&SURF ID = 'PAREDES',
```

```

    MATL_ID = 'BRICK',
    COLOR = 'BRICK',
    BACKING='EXPOSED',
    TRANSPARENCY = 0.7,
    THICKNESS = 0.20 /
&SURF ID = 'PISO',
    MATL_ID = 'BRICK',
    COLOR = 'BRICK',
    BACKING='EXPOSED',
    TRANSPARENCY = 1,
    THICKNESS = 0.10 /
&SURF ID = 'TETO',
    MATL_ID = 'WOOD', 'GYPSIUM',
    COLOR = 'GRAY',
    BACKING='VOID',
    TRANSPARENCY = 0.05,
    THICKNESS = 0.05,0.05 /
&SURF ID = 'PLYWOOD_1',
    COLOR = 'GRAY',
    MATL_ID = 'WOOD',
    THICKNESS = 0.05/

```

__Fire__

```

&REAC ID='CELLULOSE',
    FUEL='CELLULOSE',
    C=3.4,
    H=6.2,
    O=2.5,
    SOOT_YIELD=0.015,
    HEAT_OF_COMBUSTION=2.0E4/

```

__Ignição__

```

&SURF ID='IGNITOR_1', HRRPUA=2160.49, RAMP_Q='IRAMP' /
&SURF ID='IGNITOR_2', HRRPUA=179.04, RAMP_Q='IRAMP' /

```

&SURF ID='IGNITOR_3', HRRPUA=162.76, RAMP_Q='IRAMP' /
 &RAMP ID='IRAMP', T=0, F=0 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=119.79, F=0.002 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=267.08, F=0.064 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=367.64, F=0.203 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=398.62, F=0.637 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=418.8, F=0.894 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=427.74, F=1 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=456.45, F=0.821 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=479.17, F=0.520 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=549.40, F=0.621 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=601.50, F=0.870 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=631.01, F=0.907 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=667.13, F=0.803 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=718.76, F=0.539 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=803.44, F=0.295 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=892.25, F=0.164 /
 &RAMP ID='IRAMP', T=950, F=0 /
 &VENT XB=-0.45,0.45,-0.45,0.45,0,0, SURF_ID='IGNITOR_1', COLOR = 'FIREBRICK' /
 &VENT XB=-1.6,1.6,-2.4,-2.4,0.0,2.4, SURF_ID='IGNITOR_3', COLOR = 'FIREBRICK' /
 &VENT XB=-1.6,1.6,2.4,2.4,0.0,2.4, SURF_ID='IGNITOR_3', COLOR = 'FIREBRICK' /
 &VENT XB=-3.0,-3.0,-1.09,2.11,0.0,2.4, SURF_ID='IGNITOR_2', COLOR = 'FIREBRICK' /
 /
 &VENT XB=3.0,3.0,-1.09,2.11,0.0,2.4, SURF_ID='IGNITOR_2', COLOR = 'FIREBRICK' /

__ Geometria __

&OBST XB=-3.2,3.2,-2.6,-2.4,0.0,2.7, SURF_ID='PAREDES' /
 &OBST XB=-3.2,3.2,2.4,2.6,0.0,2.7, SURF_ID='PAREDES' /
 &OBST XB=-3.2,-3.0,-2.4,2.4,0.0,2.7, SURF_ID='PAREDES' /
 &OBST XB=3.0,3.2,-2.4,2.4,0.0,2.7, SURF_ID='PAREDES' /
 &OBST XB=-3.2,3.2,-2.6,2.6,-0.10,0.0, SURF_ID='PISO' /
 &OBST XB=-3.2,3.2,-2.6,2.6,2.7,2.8, SURF_ID='TETO' /
 &HOLE XB=-3.3,-2.8,-2.28,-1.38,0.0,2.1 /
 &HOLE XB=2.8,3.3,-2.28,-1.38,0.0,2.1 /

__Termopares__

&PROP ID='TC', DIAMETER=0.00026 / 0.26 mm

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,2.6, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_1',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,2.5, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_2',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,2.4, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_3',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,2.3, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_4',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,2.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_5',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,1.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_6',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,1.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_7',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,1.37,0.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC7_8',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,2.6, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_1',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,2.5, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_2',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,2.4, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_3',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,2.3, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_4',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,2.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_5',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,1.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_6',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,1.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_7',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,1.37,0.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC8_8',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,2.6, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_1',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,2.5, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_2',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,2.4, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_3',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,2.3, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_4',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,2.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_5',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,1.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_6',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,1.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_7',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=-0.8,-1.37,0.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC14_8',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,2.6, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_1',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,2.5, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_2',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,2.4, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_3',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,2.3, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_4',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,2.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_5',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,1.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_6',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,1.2, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_7',
PROP_ID='TC' /

&DEVC XYZ=0.8,-1.37,0.7, QUANTITY='THERMOCOUPLE', ID='TC15_8',
PROP_ID='TC' /

&SLCF PBX=0.0, QUANTITY='VELOCITY' /

&SLCF PBY=0.0, QUANTITY='VELOCITY' /

&TAIL /