

UNIVERSIDADE FEDERAL DE PERNAMBUCO  
CENTRO DE TECNOLOGIA E GEOCIÊNCIAS  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

MATEUS HERÁCLITO BUARQUE BERNARDO

**LAJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO:  
análise numérica**

Recife

2021

MATEUS HERÁCLITO BUARQUE BERNARDO

**LAJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO:  
análise numérica**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, como requisito parical para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil. Área de concentração: Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira

Recife  
2021

Catálogo na fonte:  
Bibliotecária Sandra Maria Neri Santiago, CRB-4 / 1267

B5231 Bernardo, Mateus Heráclito Buarque.  
Lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio: análise numérica /  
Mateus Heráclito Buarque Bernardo. – 2021.  
120 f.: il., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira.  
Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Pernambuco. CTG.  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Recife, 2021.  
Inclui referências e apêndices.

1. Engenharia civil. 2. Lajes mistas. 3. Incêndio em edificações. 4. Análise  
numérica. 5. Resistência ao fogo. I. Oliveira, Tiago Ancelmo de Carvalho Pires  
de (Orientador). II. Título.

UFPE

624 CDD (22. ed.)

BCTG / 2022-150

MATEUS HERÁCLITO BUARQUE BERNARDO

**LAJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO EM SITUAÇÃO DE  
INCÊNDIO: análise numérica**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco, Centro de Tecnologia e Geociências, como requisito parical para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil. Área de concentração: Estruturas.

Aprovada em: 23/02/2021.

**BANCA EXAMINADORA**

---

Prof. Dr. Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira (orientador)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Paulo de Araújo Régis (examinador interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

---

Prof. Dr. Leonardo Correia de Oliveira (examinador interno)  
Universidade Federal de Pernambuco

## **AGRADECIMENTOS**

À Deus, pelo dom da vida e todas as bênçãos concedidas.

À minha família, em especial aos meus pais, Maria Carolina Buarque Bernardo e João Bernardo Neto, à minha irmã, Amanda Buarque Bernardo, por estarem sempre me apoiando, pelas oportunidades, pelo amor e pela confiança que sempre demonstram.

Àqueles que sempre estiveram ao meu lado, pela amizade e pelo apoio demonstrado ao longo de todo o período em que me dediquei a este trabalho.

Ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (PPGEC) da Universidade Federal de Pernambuco (UFPE), em especial ao professor Tiago Ancelmo de Carvalho Pires de Oliveira pelo apoio e orientação que proporcionaram o desenvolvimento da pesquisa aqui apresentada.

À todos, meu sincero agradecimento!

## RESUMO

O uso de lajes mista de aço e concreto, também conhecida como laje colaborante, cresceu bastante nos últimos anos, esse aumento é visto como uma forma de acompanhar as novas demandas do setor da construção civil como, por exemplo, racionalização, controle de qualidade e velocidade de execução. Devido à expansão da utilização das lajes mistas, o estudo do comportamento desse elemento estrutural em situação de incêndio nas edificações é de grande importância para a segurança dos ocupantes e da edificação como um todo. O objetivo principal deste trabalho é avaliar o desempenho das lajes mistas, dos principais fornecedores na cidade do Recife/PE, submetidas às situações de incêndio, através da metodologia normativa proposta na norma ABNT NBR 14323:2013, ensaios experimentais e de análises numéricas com auxílio do *software* de elementos finitos Abaqus, onde são implementadas melhorias no modelo proposto por Sousa em 2018. Os resultados das análises numéricas, dos ensaios experimentais e da metodologia normativa são comparados e mostram que projetos realizados de acordo com os critérios normativos podem levar a dimensionamentos conservadores e, conseqüentemente, antieconômicos. Além disso, é realizado um estudo paramétrico variando características dos materiais, geometrias das lajes e a utilização de armadura longitudinal adicional para entender quais fatores são mais influentes na resistência ao fogo.

**Palavras-chave:** lajes mistas; incêndio em edificações; análise numérica; resistência ao fogo.

## **ABSTRACT**

The use of composite slabs of concrete and steel has increased considerably in recent years. This increase is a way of following the new demands of the civil construction sector, such as rationalization, quality control and execution pace. Due to the expansion of the use of composite slabs, the study of the behavior of this structural element in a fire situation in buildings is important for the safety of the occupants and the building. The main objective of this work is to evaluate the performance of the composite slabs, of the main suppliers in the city of Recife/PE, submitted to fire, through the normative methodology proposed in the standard ABNT NBR 14323:2013, experimental tests and numerical analyzes implemented with the finite element software Abaqus, where improvements are implemented in the model proposed by Sousa in 2018. The results of numerical analyzes, experimental tests and the normative methodology are compared and show that projects carried out according to normative criteria might lead to conservative and, consequently, uneconomical designs. In addition, a parametric study is performed, varying material characteristics, slab geometries and the use of additional longitudinal rebar to assess which factors have more influence in fire resistance.

**Keywords:** composite slabs; fires in buildings; numerical analysis; fire resistance.

## LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Laje mista Steel Deck	14
Figura 2 – Dimensões da seção transversal da laje	18
Figura 3 – Esquema de variação da temperatura da laje	21
Figura 5 – Força resultante de tração da contribuição das forças da armadura positiva e da fôrma de aço na seção observada	26
Figura 6 – Seção plastificada com a linha neutra e os esforços internos atuantes	27
Figura 7 – Temperatura na seção transversal da laje	30
Figura 8 – Seção transversal da laje steel deck ensaiada, medidas em milímetros	32
Figura 9 – Edifício em escala real de oito pavimentos do BRE em Cartington, Reino Unido	33
Figura 10 – Esquema elaborado para os ensaios, unidades em mm	34
Figura 11 – Seção transversal da laje mista ensaiada	35
Figura 12 – Locação dos termopares no ensaio de Guo e Bailey (2011)	35
Figura 13 – Seção transversal da laje, unidades em mm	36
Figura 14 – Vista superior do sistema de cargas	37
Figura 15 – Seção transversal da laje mista de 190mm e o posicionamento dos termopares	38
Figura 16 – (a) deslocamento da forma de aço; (b) derretimento da camada superficial	39
Figura 17 – Detalhes da seção transversal da laje, unidades em mm	40
Figura 18 – Detalhes da locação dos termopares na laje, unidades em mm	40
Figura 19 – Malha de elementos finitos, 1/4 da laje	43
Figura 20 – Malha bidimensional de elementos finitos com distribuição de temperaturas quando exposta ao fogo	44
Figura 21 – Malha tridimensional de elementos finitos	44
Figura 22 – Malha bidimensional de elementos finitos com e sem interface aço-concreto	46
Figura 23 – Dimensões consideradas para os modelos numéricos, unidades em mm	47
Figura 24 – Seção transversal da laje steel deck do (a) Fabricante 1, (b) Fabricante 2 - 50mm e (c) Fabricante 2 - 75mm, unidades em mm	51
Figura 25 – Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio sem armadura adicional	57

Figura 26 – Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com e sem armadura positiva adicional	61
Figura 27 – Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com variação do $f_{ck}$	64
Figura 28 – Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com variação da altura da laje	65
Figura 29 – Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com variação da espessura da fôrma de aço	66
Figura 30 – (a) Campo térmico do modelo numérico da laje completa; (b) Campo térmico do modelo numérico meia nervura; (c) Localização dos pontos de medição	68
Figura 31 – Comparação dos resultados da temperatura nos pontos analisados para o modelo da laje completa e meia nervura	68
Figura 32 – Dimensões da laje e localização dos pontos das medições: T1, T2 e T3	69
Figura 33 – Malhas de elementos finitos analisadas	70
Figura 34 – Comparação dos resultados da temperatura nos pontos analisados para diferentes malhas de elementos finitos	70
Figura 35 – Esquema da fôrma de aço steel deck utilizada nos ensaios	78
Figura 36 – Representação esquemática do posicionamento dos termopares	78
Figura 37 – Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopar T1	80
Figura 38 – Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopares T2 e T3	80
Figura 39 – Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopar T4	81
Figura 40 – Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopares T5 e T6	81
Figura 41 – Comportamento da temperatura do modelo numérico no concreto com a variação da umidade	82
Figura 42 – Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T1	83
Figura 43 – Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T3	84
Figura 44 – Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T4	84

- Figura 45 – Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, 85 termopar T5
- Figura 46 – Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, 85 termopar T6
- Figura 47 – Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 86 130mm, termopar T1
- Figura 48 – Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 87 130mm, termopar T3
- Figura 49 – Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 87 130mm, termopar T4
- Figura 50 – Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 88 130mm, termopar T5
- Figura 51 – Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 88 130mm, termopar T6
- Figura 52 – (a) modelo com nervura e comprimento completo; (b) modelos com 90 nervura completa e metade da laje no sentido longitudinal; (c) modelo com meia nervura e metade da laje no sentido longitudinal
- Figura 53 – (a) modelo utilizado com indicação dos eixos; (b) condições de contorno 91 das laterais; (c) condições de contorno do apoio de segundo gênero; (d) condições de contorno do vão central
- Figura 54 – Comparação dos resultados do deslocamento no meio do vão para o modelo 92 da laje completa e reduzida
- Figura 55 – Comparação modelo numérico com interface e experimental, laje 160mm, 93 deslocamento no meio do vão
- Figura 56 – Comparação modelo numérico com interface e experimental, laje 190mm, 93 deslocamento no meio do vão
- Figura 57 – Critério ISO834 para os modelos numéricos com interface e experimental, 95 laje 160mm, deslocamento no meio do vão
- Figura 58 – Critério ISO834 para os modelos numéricos com interface e experimental, 95 laje 190mm, deslocamento no meio do vão
- Figura 59 – Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com 103 diferentes alturas totais

- Figura 60 – Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com 103 diferentes espessuras da fôrma de aço
- Figura 61 – Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com 104 variação do fck
- Figura 62 – Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com 104 variação da carga
- Figura 63 – Comportamento do deslocamento vertical com a variação do fck do 105 concreto
- Figura 64 – Comportamento do deslocamento vertical com a variação da altura total da 106 laje
- Figura 65 – Comportamento do deslocamento vertical com a variação da espessura da 106 fôrma de aço
- Figura 66 – Comportamento do deslocamento vertical com a variação carga total 107 aplicada

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 –	Espessura efetiva mínima da laje em função do TRRF	17
Tabela 2 –	Modos de colapso e condição a ser atendida pelas lajes	19
Tabela 3 –	Valores da relação $k_{c,\theta} = f_{c,\theta} / f_{ck}$ para concretos de massa específica normal preparados com agregados predominantemente silicosos	20
Tabela 4 –	Variação de temperatura na altura da laje de concreto de densidade normal	21
Tabela 5 –	Coeficientes $c_0$ a $c_5$ para determinação da temperatura da armadura	23
Tabela 6 –	Fatores de redução das barras longitudinais de aço	23
Tabela 7 –	Coeficiente $g_0$ a $g_4$ para determinação da temperatura nas partes das fôrmas de aço	25
Tabela 8 –	Fatores de redução da fôrma de aço	25
Tabela 9 –	Coeficiente $d_0$ a $d_4$ para determinação da temperatura-limite	29
Tabela 10 –	Tempo de Resistência ao Fogo com e sem barras adicionais	62
Tabela 11 –	Valores da relação $k_{E,\theta} = E_{c,\theta} / E_c$ para concretos de massa específica normal preparados com agregados predominantemente silicosos	71
Tabela 12 –	Valor de pico do calor específico do concreto	72
Tabela 13 –	Fatore de redução do módulo de elasticidade do aço $K_E, \theta = E_\theta / E$	75
Tabela 14 –	Resumo dos ensaios	77
Tabela 15 –	Resumo do tempo de resistência ao fogo com relação ao critério da capacidade resistente	96
Tabela 16 –	Resumo do tempo de resistência ao fogo com relação ao critério do isolamento térmico	97
Tabela 17 –	Resistência ao fogo das lajes comerciais do Fabricante 1 através de modelos numéricos de acordo com os critérios da ISO-834	100
Tabela 18 –	Resistência ao fogo das lajes comerciais do Fabricante 2 (hf:50mm) através de modelos numéricos de acordo com os critérios da ISO-834	100
Tabela 19 –	Resistência ao fogo das lajes comerciais do Fabricante 2 (hf:75mm) através de modelos numéricos de acordo com os critérios da ISO-834	101
Tabela 20 –	Resumo da resistência ao fogo através do critério da capacidade resistente para os parâmetros analisados	108

## SUMÁRIO

<b>1</b>	<b>INTRODUÇÃO</b>	<b>14</b>
1.1	OBJETIVOS	15
<b>1.1.1</b>	<b>Objetivos específicos</b>	<b>15</b>
1.2	ESCOPO	16
<b>2</b>	<b>DIMENSIONAMENTO DE LAJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO DE ACORDO COM A ABNT NBR 14323:2013</b>	<b>17</b>
2.1	ESTANQUEIDADE	17
2.2	ISOLAMENTO TÉRMICO	17
2.3	CAPACIDADE RESISTENTE	19
<b>2.3.1</b>	<b>Momento fletor positivo resistente de cálculo</b>	<b>20</b>
<b>2.3.2</b>	<b>Momento fletor negativo resistente de cálculo</b>	<b>28</b>
<b>3</b>	<b>REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b>	<b>31</b>
3.1	EXPERIMENTOS PRÁTICOS	31
<b>3.1.1</b>	<b>Hamelinck, Twilt e Stark (1990)</b>	<b>31</b>
<b>3.1.2</b>	<b>Ensaio em escala real de Cardington</b>	<b>32</b>
<b>3.1.3</b>	<b>Wellman et al. (2011)</b>	<b>33</b>
<b>3.1.4</b>	<b>Guo e Bailey (2011)</b>	<b>34</b>
<b>3.1.5</b>	<b>Li, Zhang e Jiang (2017)</b>	<b>36</b>
<b>3.1.6</b>	<b>Sousa (2018)</b>	<b>38</b>
<b>3.1.7</b>	<b>Coz-Díaz et al. (2020)</b>	<b>39</b>
3.2	MODELOS NUMÉRICOS	42
<b>3.2.1</b>	<b>Lim et al (2004)</b>	<b>42</b>
<b>3.2.2</b>	<b>Guo (2012)</b>	<b>43</b>
<b>3.2.3</b>	<b>Santos (2014)</b>	<b>46</b>
<b>3.2.4</b>	<b>Sousa (2018)</b>	<b>48</b>
<b>4</b>	<b>AVALIAÇÃO DAS LAJES MISTAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO DE ACORDO COM A ABNT NBR 14323:2013</b>	<b>50</b>
4.1	ANÁLISE SEM ARMADURA POSITIVA ADICIONAL	52
4.2	ANÁLISE COM ARMADURA POSITIVA ADICIONAL	58
4.3	ANÁLISE DE OUTRAS VARIÁVEIS	63
<b>4.3.1</b>	<b>Variação da resistência à compressão do concreto</b>	<b>63</b>

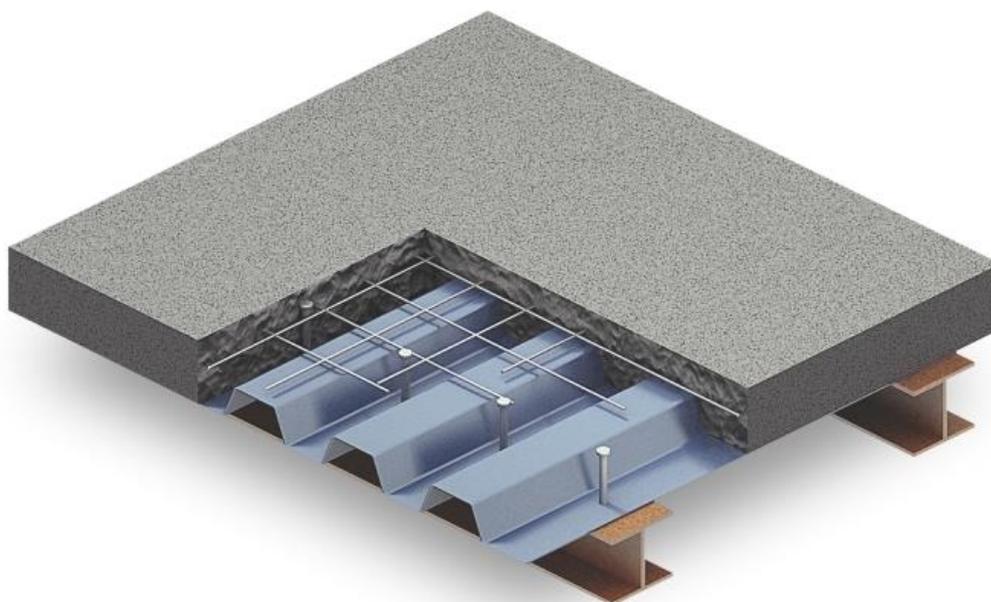
<b>4.3.2</b>	<b>Variação da altura total da laje</b>	<b>65</b>
<b>4.3.3</b>	<b>Variação da espessura da fôrma de aço</b>	<b>66</b>
<b>5</b>	<b>AVALIAÇÃO DAS LAJES MISTAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO DE ACORDO COM O MÉTODO AVANÇADO</b>	<b>67</b>
5.1	ANÁLISE DE COMPORTAMENTO DA TEMPERATURA NA LAJE COMPLETA E EM MEIA NERVURA	67
5.2	INFLUÊNCIA DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS	69
5.3	PROPRIEDADES DOS MATERIAIS	71
<b>5.3.1</b>	<b>Módulo de elasticidade do concreto</b>	<b>71</b>
<b>5.3.2</b>	<b>Condutividade térmica do concreto</b>	<b>71</b>
<b>5.3.3</b>	<b>Calor específico do concreto</b>	<b>72</b>
<b>5.3.4</b>	<b>Expansão térmica do concreto</b>	<b>73</b>
<b>5.3.5</b>	<b>Densidade do concreto</b>	<b>74</b>
<b>5.3.6</b>	<b>Módulo de elasticidade do aço</b>	<b>75</b>
<b>5.3.7</b>	<b>Condutividade térmica do aço</b>	<b>75</b>
<b>5.3.8</b>	<b>Calor específico do aço</b>	<b>76</b>
<b>5.3.9</b>	<b>Expansão térmica do aço</b>	<b>76</b>
<b>5.3.10</b>	<b>Massa específica do aço</b>	<b>77</b>
5.4	VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	77
<b>5.4.1</b>	<b>Validação térmica</b>	<b>78</b>
<b>5.4.2</b>	<b>Validação termoestrutural</b>	<b>90</b>
5.5	RESISTÊNCIA AO FOGO DOS ENSAIOS E DOS MODELOS NUMÉRICOS	94
5.6	AVALIAÇÃO DE LAJES STEEL DECK COMERCIAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO ATRAVÉS DOS MODELOS NUMÉRICOS	99
<b>6</b>	<b>ESTUDO PARAMÉTRICO</b>	<b>102</b>
6.1	VARIAÇÃO DA TEMPERATURA	103
6.2	VARIAÇÃO DOS DESLOCAMENTOS	105
<b>7</b>	<b>CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS</b>	<b>109</b>
	<b>REFERÊNCIAS</b>	<b>111</b>
	<b>APÊNDICE A – RESISTÊNCIA AO FOGO ATRAVÉS DO MÉTODO DO ISOLAMENTO TÉRMICO PROPOSTO PELA NBR 14323:2013</b>	<b>114</b>
	<b>APÊNDICE B – RESISTÊNCIA AO FOGO ATRAVÉS DO MÉTODO DA CAPACIDADE RESISTENTE PROPOSTO PELA NBR 14323:2013</b>	<b>115</b>

## 1 INTRODUÇÃO

O uso de lajes mista de aço e concreto, também conhecida como laje colaborante, ou, steel deck, cresceu bastante nos últimos anos, esse aumento é visto como uma forma de acompanhar as novas demandas do setor da construção civil como, por exemplo, racionalização, controle de qualidade, simplicidade e velocidade de execução.

As lajes mistas são compostas por chapas de aço perfilada, sobre a qual é adicionado o concreto, que contém uma armadura superior destinada a controlar a fissuração. Após endurecimento do concreto, forma-se um elemento único, que se comporta como uma laje unidirecional. A aderência do concreto com a chapa de aço é realizada através das reentrâncias contidas na chapa. O conjunto pode, ou não, necessitar barras longitudinais positivas.

Figura 1 - Laje mista Steel Deck



Fonte: Matos (2015)

De acordo com Corrêa et al. (2015) cerca de um terço de todas as ocorrências de incêndios registradas no mundo são em edificações. Para a Região Metropolitana da Cidade de Recife (RMR) não é muito diferente, segundo o Corpo de Bombeiros Militar do Estado de Pernambuco (CBMPE), no ano 2013, ocorreram 3403 incêndios atendidos, dos quais 38,29% correspondem a incêndios em edificações: residenciais, comerciais, depósitos, hospitalares, industriais, escolares, entre outras.

Visto a frequência, o estudo do comportamento desse elemento estrutural em situação de incêndio nas edificações é de grande importância, pois incêndios são eventos trágicos que possuem um grande potencial destrutivo de patrimônio e de vidas.

O comportamento do incêndio dentro de uma edificação é de difícil previsão e depende de diversos fatores. Assim, uma forma encontrada para realizar a simulação de elementos estruturais em situação de incêndio é através da curva incêndio-padrão apresentada na ISO 834-1 (1999). Essa curva não representa um incêndio real, mas demonstra um desenvolvimento de temperatura que favorece uma melhor compreensão do comportamento dos elementos estruturais.

O aumento da temperatura reduz as propriedades mecânicas dos materiais, o aço possui um elevado coeficiente térmico e está presente na laje com pequenas espessuras, isso faz com que sua temperatura seja elevada rapidamente. O concreto, por sua vez, está em contato com o aço e recebe esse calor por condução.

O comprometimento dos elementos estruturais devido ao incêndio em edificações tem motivado o Programa de Pós-Graduação de Engenharia Civil da Universidade Federal de Pernambuco a desenvolver pesquisas na área de Segurança Contra Incêndios. O presente trabalho, além de reforçar o comprometimento do PPGECC da UFPE na área de Segurança Contra Incêndios, dá continuidade à pesquisa iniciada por Sousa em 2018 sobre lajes mistas em SI.

## 1.1 OBJETIVOS

- Propor um modelo numérico, devidamente calibrado, do comportamento de uma laje mista de aço e concreto do tipo steel deck em situação de incêndio utilizando o *software* Abaqus. Avaliar a resistência ao fogo desse tipo de laje dos principais fabricantes da cidade de Recife/PE de acordo com o modelo numérico proposto e com a metodologia apresentada pela ABNT NBR 14323:2013. Comparar os resultados e, por fim, realizar estudos paramétricos através do modelo numérico.

### 1.1.1 Objetivos específicos

- Apresentar uma revisão bibliográfica sobre pesquisas experimentais e numéricas voltadas às lajes steel deck em situação de incêndio;

- Realizar análises de lajes mistas em situação de incêndio de acordo com a metodologia apresentada na ABNT NBR 14323:2013;

- Validar os modelos numéricos desenvolvidos com auxílio do *software* de elementos finitos Abaqus comparando os resultados de temperatura e deslocamento obtidos através dos ensaios experimentais.

- Realizar análises de lajes mistas em situação de incêndio com uso de modelos numéricos

- Comparar os resultados obtidos através da ABNT NBR 14323:2013 e com os modelos desenvolvidos com auxílio do *software* Abaqus.

## 1.2 ESCOPO

O trabalho está estruturado em seis capítulos:

- No capítulo 1, são apresentados a justificativa e motivação, objetivos da pesquisa e o escopo do trabalho;

- No capítulo 2, é apresentado a metodologia proposta pela norma brasileira ABNT NBR 14323:2013 para determinação da resistência ao fogo de lajes mistas de aço e concreto;

- No capítulo 3, apresenta-se a revisão bibliográfica, dividida em estudos experimentais e numéricos;

- No capítulo 4, é realizado a análise de resistência ao fogo utilizando os critérios propostos pela NBR 14323:2013, apresentados no capítulo 2, para diversas lajes do tipo steel deck propostas nos catálogos dos principais fornecedores da cidade de Recife/PE;

- No capítulo 5, são desenvolvidos e validados os modelos numéricos para, em seguida, ser apresentado a avaliação de resistência ao fogo para as lajes do tipo steel deck dos principais fornecedores da cidade de Recife/PE;

- No capítulo 6, é realizado um estudo paramétrico utilizando o modelo numérico proposto para identificar quais as principais características que impactam na resistência ao fogo;

- No capítulo 7, apresentam-se as principais conclusões e sugestões para trabalhos futuros;

- Por fim, apresentam-se as referências utilizadas na pesquisa e os apêndices.

## 2 DIMENSIONAMENTO DE LAJES MISTAS DE AÇO E CONCRETO DE ACORDO COM A ABNT NBR 14323:2013

A norma brasileira de projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio, ABNT NBR 14323:2013 propõe, no anexo C, um método simplificado para o dimensionamento de lajes mistas de aço e concreto apoiadas na direção perpendicular às nervuras e expostas ao incêndio-padrão.

Vale ressaltar que não existe estrutura capaz de suportar a ação de um incêndio por uma exposição muito prolongada, sendo assim, a estrutura e seus elementos devem ser dimensionados para suportar o tempo necessário para que todos os ocupantes da edificação evacuem o local. Esse tempo é denominado Tempo Requerido de Resistência ao Fogo, abreviadamente, TRRF, e é estabelecido em função dos riscos de incêndio nessa edificação.

Os valores do TRRF podem ser obtidos através da NBR 14432:2000.

Nesse método considera-se que a laje apresenta resistência ao fogo, por um determinado período de tempo, quando três critérios são devidamente atendidos: estanqueidade, capacidade resistente e isolamento térmico.

De acordo com a norma, a resistência ao fogo pode ser considerada de no mínimo 30 minutos, desde que seja verificado o critério de isolamento térmico.

### 2.1 ESTANQUEIDADE

O critério de estanqueidade pode ser considerado satisfeito apenas pela presença da forma de aço.

### 2.2 ISOLAMENTO TÉRMICO

O critério de isolamento térmico é atendido se a espessura efetiva da laje,  $h_{ef}$ , for maior ou igual ao valor dado na Tabela 1, de acordo com o TRRF.

Tabela 1 - Espessura efetiva mínima da laje em função do TRRF

TRRF (min)	Espessura efetiva mínima, $h_{ef}$ (mm)
30	60
60	80
90	100
120	120
180	150

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

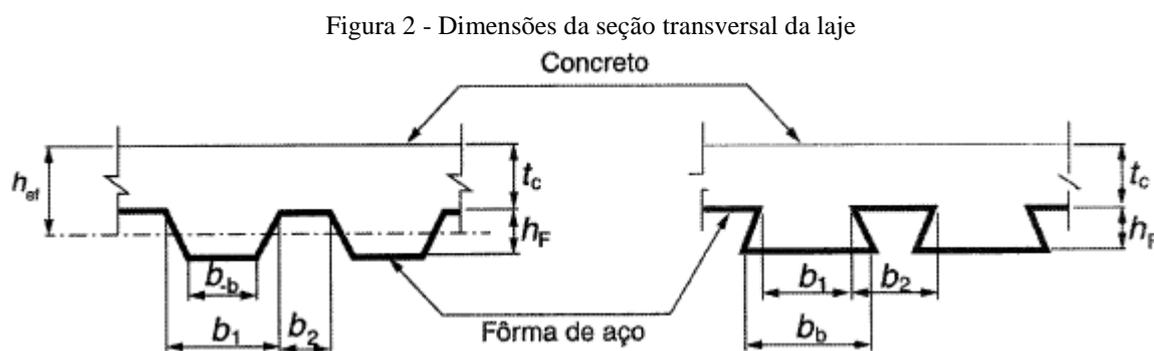
A espessura efetiva da laje,  $h_{ef}$ , é determinada através das Equações 1 e 2 e depende apenas de parâmetros da geometria da própria laje e da altura de capeamento de concreto.

$$h_{ef} = t_c + \frac{h_f}{2} \left( \frac{b_1 + b_b}{b_1 + b_2} \right), \quad \text{para } \frac{h_f}{t_c} \leq 1,5 \text{ e } t_c > 40\text{mm} \quad (1)$$

$$h_{ef} = t_c \left( 1 + 0,75 \frac{b_1 + b_b}{b_1 + b_2} \right), \quad \text{para } \frac{h_f}{t_c} > 1,5 \text{ e } t_c > 40\text{mm} \quad (2)$$

Se  $b_2 > 2b_1$ , a espessura efetiva pode ser tomada como igual a  $t_c$ .

Onde as dimensões  $t_c$ ,  $h_f$ ,  $b_1$ ,  $b_2$  e  $b_b$  são definidas na Figura 2.



Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

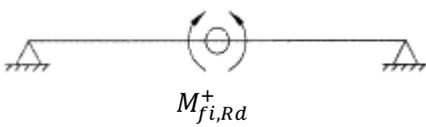
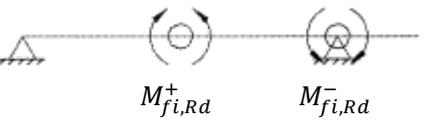
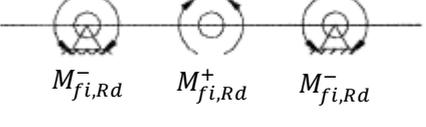
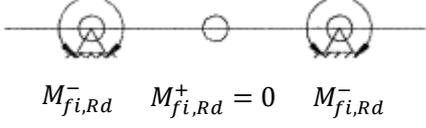
### 2.3 CAPACIDADE RESISTENTE

O critério da capacidade resistente avalia o desempenho mecânico do sistema estrutural e baseia-se no mecanismo de ruptura plástica. O critério é atendido caso o momento fletor plástico, que é o momento resistente da seção transversal seja superior ao momento solicitante.

Os valores dos momentos positivos e negativos resistentes de cálculo serão obtidos a partir das resultantes das forças do concreto, da forma de aço, armadura adicional e armadura negativa da seção transversal analisada e de acordo com a temperatura atuante em cada parte.

A Tabela 2 apresenta os diversos modos de colapsos possíveis, que dependem da existência ou não de armadura positivas ou negativas no interior do concreto, acima da forma de aço, e as respectivas condições necessárias que devem ser atendidas para que a laje não colapse em situação de incêndio.

Tabela 2 - Modos de colapso e condição a ser atendida pelas lajes

Sistema estático de módulo de colapso <sup>a</sup>	Condição necessária
Laje sem armadura negativa (colapso por rótula plástica sob momento positivo na seção central)	 $M_{fi,Rd}^+ \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8}$ <p>ou</p> $q_{fi,d} \leq 8 \frac{M_{fi,Rd}^+}{L^2}$
Laje com armadura negativa apenas em um apoio e armadura positiva	 $M_{fi,Rd}^+ + 0,45M_{fi,Rd}^- \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8}$ <p>ou</p> $q_{fi,d} \leq \frac{(8M_{fi,Rd}^+ + 3,6M_{fi,Rd}^-)}{L^2}$
Laje com armadura negativa nos dois apoios e armadura positiva	 $M_{fi,Rd}^+ + M_{fi,Rd}^- \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8}$ <p>ou</p> $q_{fi,d} \leq \frac{8(M_{fi,Rd}^+ + M_{fi,Rd}^-)}{L^2}$
Laje com armadura negativa nos dois apoios e sem armadura positiva	 $M_{fi,Rd}^- \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8}$ <p>ou</p> $q_{fi,d} \leq 8 \frac{M_{fi,Rd}^-}{L^2}$

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

Para as equações apresentadas na Tabela 2,  $q_{fi,d}$  é a carga uniformemente distribuída de cálculo, considerando a largura de influência usada no cálculo do momento resistente,  $L$  é o vão da laje (distância entre duas vigas de apoio da laje) e  $M_{fi,Rd}^+$  e  $M_{fi,Rd}^-$  são, respectivamente, os momentos fletores positivos e negativos resistentes, calculado de acordo com os itens subsequentes.

### 2.3.1 Momento fletor positivo resistente de cálculo

O momento fletor positivo resistente de cálculo da laje,  $M_{fi,Rd}^+$ , corresponde ao momento de plastificação obtido com base no diagrama de tensões na seção da laje totalmente plastificada.

Nesse cálculo serão determinadas as forças de tração proporcionadas pela armadura positiva e pelos componentes da forma de aço e a força de compressão proporcionada pelo concreto, todas de acordo com a temperatura atuante em cada parte. As contribuições de armadura negativa ou concreto tracionados serão desprezadas. A norma também permite desprezar a contribuição da forma de aço.

A resistência do concreto em temperatura elevada,  $f_{c,\theta}$ , pode ser calculada multiplicando a resistência do concreto em temperatura ambiente,  $f_{ck}$ , pelo fator de redução,  $k_{c,\theta}$ , dado na Tabela 3. A variação da temperatura através da espessura da laje pode ser obtida na Tabela 4 e da Figura 3, de acordo com o TRRF.

Tabela 3 - Valores da relação  $k_{c,\theta} = f_{c,\theta} / f_{ck}$  para concretos de massa específica normal preparados com agregados predominantemente silicosos

Temperatura do concreto (°C)	$k_{c,\theta}$
20	1,00
100	1,00
200	0,95
300	0,85
400	0,75
500	0,60
600	0,45
700	0,30
800	0,15
900	0,08
1000	0,04
1100	0,01
1200	0,00

Fonte: Adaptado da ABNT NBR15200:2012

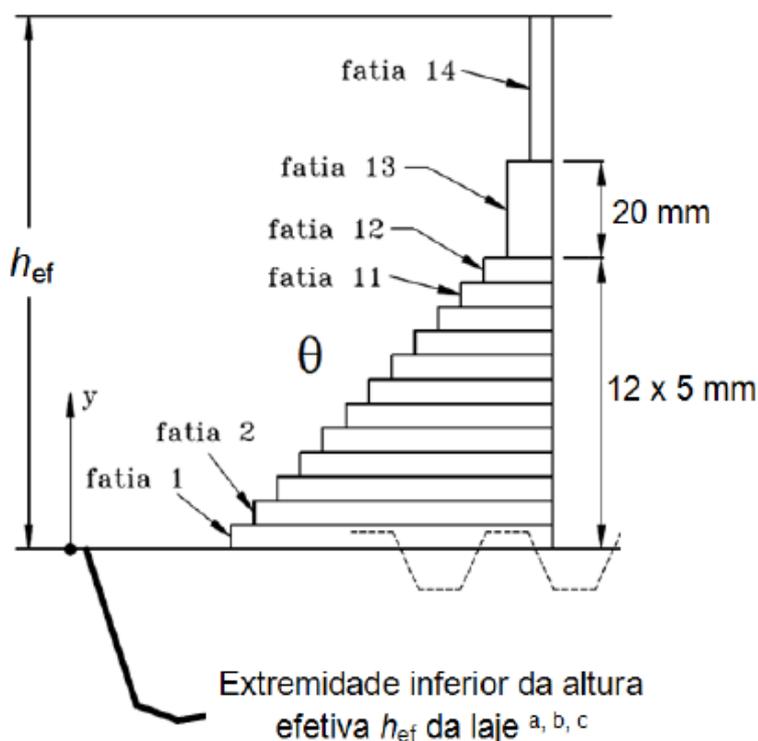
Para valores intermediários da temperatura do concreto, pode ser feita interpolação linear.

Tabela 4 - Variação de temperatura na altura da laje de concreto de densidade normal

Fatia	Altura y (mm)	TRRF (min)				
		30	60	90	120	180
1	0 a 5	535	705			
2	5 a 10	470	642	735		
3	10 a 15	415	581	681	754	
4	15 a 20	350	525	627	697	
5	20 a 25	300	469	571	642	738
6	25 a 30	250	421	519	591	689
7	30 a 35	210	374	473	542	635
8	35 a 40	180	327	428	493	590
9	40 a 45	160	289	387	454	549
10	45 a 50	140	250	345	415	508
11	50 a 55	125	200	294	369	469
12	55 a 60	110	175	271	342	430
13	60 a 80	80	140	220	270	330
14	$\geq 80$	60	100	160	210	260

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

Figura 3 - Esquema de variação da temperatura da laje



Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

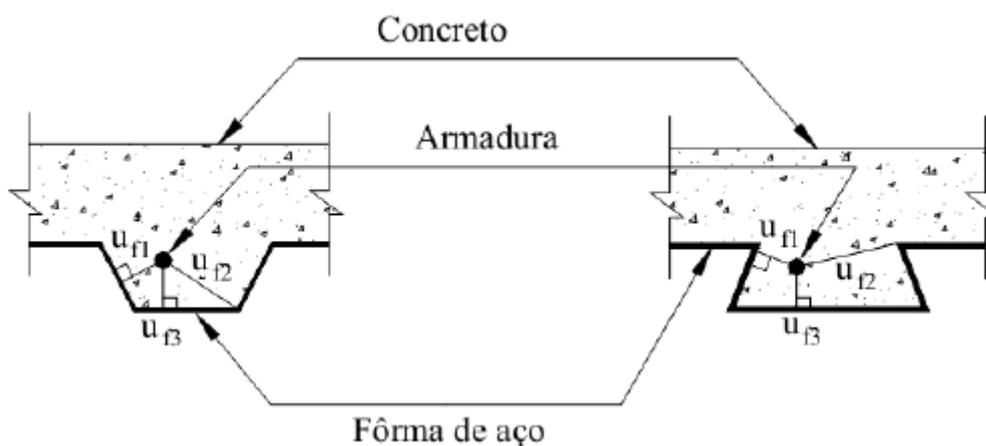
A força de tração proporcionada pela armadura positiva é igual ao produto de sua área pela resistência ao escoamento do aço à temperatura  $\theta_s$ , que é dada através da Equação 3, onde  $z$  é um fator que indica a posição da armadura, dado pela Equação 4.

$$\theta_s = c_0 + c_1 \left( \frac{u_{f3}}{h_f} \right) + c_2 z + c_3 \frac{A}{L_r} + c_4 \alpha + c_5 \frac{1}{b_2} \quad (3)$$

$$\frac{1}{z} = \frac{1}{\sqrt{u_{f1}}} + \frac{1}{\sqrt{u_{f2}}} + \frac{1}{\sqrt{u_{f3}}} \quad (4)$$

Sendo  $u_{f1}$ ,  $u_{f2}$  e  $u_{f3}$  as menores distâncias, expressas em milímetros (mm), do eixo da barra da armadura em relação à forma de aço, como especificado na Figura 4.

Figura 4 - Posição geométrica da armadura



Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

$A/L_r$  é a relação entre a área da seção transversal de concreto dentro da nervura e o comprimento linear da nervura, dado pela Equação 5.

$$\frac{A}{L_r} = \frac{h_f \left( \frac{b_1 + b_b}{2} \right)}{b_b + 2\sqrt{h_f^2 + \left( \frac{b_1 - b_b}{2} \right)^2}} \quad (5)$$

é o ângulo entre a alma da forma e o eixo horizontal, em graus, dado pela Equação 6.

$$\alpha = \arctan\left(\frac{2h_f}{b_1 - b_b}\right) \quad (6)$$

$c_0, c_1, c_2, c_3, c_4$  e  $c_5$  são coeficientes dados na Tabela 5 em função do TRRF e do tipo do concreto.

Tabela 5 - Coeficientes  $c_0$  a  $c_5$  para determinação da temperatura da armadura

Tipo de concreto	TRRF (min)	$c_0$ (°C)	$c_1$ (°C)	$c_2$ (°C.mm <sup>0.5</sup> )	$c_3$ (°C/mm)	$c_4$ (°C)	$c_5$ (°C/mm)
Densidade Normal	60	1191	-250	-240	-5,01	1,04	-925
	90	1342	-256	-235	-5,30	1,39	-1267
	120	1387	-238	-227	-4,79	1,68	-1326
Densidade Baixa	30	809	-135	-243	-0,70	0,48	-315
	60	1336	-242	-292	-6,11	1,63	-900
	90	1381	-240	-269	-5,46	2,24	-918
	120	1397	-230	-253	-4,44	2,47	-906

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

A resistência ao escoamento à temperatura  $\theta_s, f_{y,\theta}$ , pode ser calculado multiplicando a resistência de escoamento em temperatura ambiente,  $f_y$ , pelo fator de redução,  $k_{s,\theta}$ , obtido na Tabela 6.

Tabela 6 - Fatores de redução das barras longitudinais de aço

Temperatura do aço $\theta_s$ (°C)	$k_{s,\theta}$
20	1,00
100	1,00
200	1,00
300	1,00
400	1,00
500	0,78
600	0,47
700	0,23
800	0,11
900	0,06
1000	0,04
1100	0,02
1200	0,00

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

Para valores intermediários da temperatura do aço, pode ser feita interpolação linear.

Dessa forma, podemos obter a força de tração proporcionada pela armadura positiva à temperatura  $\theta_s$  utilizando a Equação 7.

$$F_s^+ = f_y A_s k_{s,\theta} \quad (7)$$

Onde

$A_s$  é a área de aço da armadura positiva.

Para considerar a força de tração proporcionada pela fôrma de aço é necessário multiplicar a área de cada componente, ou seja, mesa inferior, alma e mesa superior, pela resistência ao escoamento do aço à temperatura  $\theta_i$ , que é dada através da Equação 8, onde  $\phi$  é o fator de configuração ou fato de vista da mesa superior da fôrma, dado pela Equação 9.

$$\theta_i = g_0 + g_1 \frac{1}{b_2} + g_2 \frac{A}{L_r} + g_3 \phi + g_4 \phi^2 \quad (8)$$

$$\phi = \frac{\sqrt{h_f^2 + \left(b_2 + \frac{b_1 - b_b}{2}\right)^2} - \sqrt{h_f^2 + \left(\frac{b_1 - b_b}{2}\right)^2}}{b_2} \quad (9)$$

Onde  $h_f$ ,  $b_1$ ,  $b_b$  e  $b_2$  são os mesmos definidos na Figura 3 e a relação  $A/L_r$  é a mesma definida na Equação 5.

$g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$ ,  $g_3$  e  $g_4$  são coeficientes dados na Tabela 7 em função do TRRF, do tipo do concreto e da parte da fôrma.

Tabela 7 - Coeficiente  $g_0$  a  $g_4$  para determinação da temperatura nas partes das fôrmas de aço

Tipo de Concreto	TRRF (min)	Partes da fôrma de aço	$g_0$ (°C)	$g_1$ (°C.mm)	$g_2$ (°C/mm)	$g_3$ (°C)	$g_4$ (°C)
Densidade Normal	60	Mesa inferior	951	-1197	-2,32	86,40	-150,70
		Alma	661	-833	-2,96	537,70	-351,90
		Mesa superior	340	-3269	-2,62	1148,40	-679,80
	90	Mesa inferior	1018	-839	-1,55	65,10	-108,10
		Alma	816	-959	-2,21	464,90	-340,20
		Mesa superior	618	-2786	-1,79	767,90	-472,00
	120	Mesa inferior	1063	-679	-1,13	46,70	-82,80
		Alma	925	-949	-1,82	344,20	-267,40
		Mesa superior	770	-2460	-1,67	592,60	-379,00
Densidade Baixa	30	Mesa inferior	800	-1326	-2,65	114,50	-181,20
		Alma	483	-286	-2,26	439,60	-244,00
		Mesa superior	331	-2284	-1,54	488,80	-131,70
	60	Mesa inferior	955	-622	-1,32	47,70	-81,10
		Alma	761	-558	-1,67	426,50	-303,00
		Mesa superior	607	-2261	-1,02	664,50	-410,00
	90	Mesa inferior	1019	-478	-0,91	32,70	-60,80
		Alma	906	-654	-1,36	287,80	-230,30
		Mesa superior	789	-1847	-0,99	469,50	-313,00
	120	Mesa inferior	1062	-399	-0,65	19,80	-43,70
		Alma	989	-629	-1,07	186,10	-152,60
		Mesa superior	903	-1561	-0,92	305,20	-197,20

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

A resistência ao escoamento à temperatura  $\theta_i$ ,  $f_{y,\theta}$ , pode ser calculado multiplicando a resistência de escoamento em temperatura ambiente,  $f_y$ , pelo fator de redução,  $k_{y,\theta}$ , obtido na Tabela 8.

Tabela 8 - Fatores de redução da fôrma de aço

Temperatura do aço $\theta_i$ (°C)	$k_{y,\theta}$
20	1,00
100	1,00
200	1,00
300	1,00
400	1,00
500	0,78
600	0,47
700	0,23
800	0,11
900	0,06
1000	0,04
1100	0,02
1200	0,00

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

Para valores intermediários da temperatura do aço, pode ser feita interpolação linear.

Dessa forma, para obtermos a força de tração proporcionada pela fôrma de aço devemos somar a contribuição de cada parte contribuinte à temperatura  $\theta_i$  de acordo com a Equação 10 e Equação 11.

$$F_f^+ = F_{ms} + F_a + F_{mi} \quad (10)$$

$$F_f^+ = f_y (A_{ms} k_{s,\theta} + A_a k_{s,\theta} + A_{mi} k_{s,\theta}) \quad (11)$$

Onde

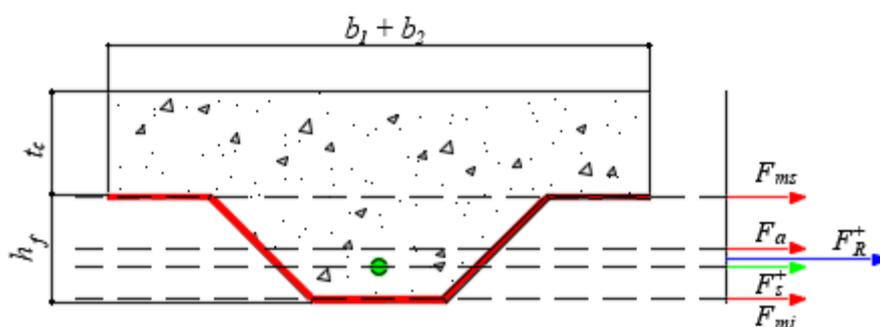
$F_{ms}$ ,  $F_a$ ,  $F_{mi}$  são, respectivamente, as forças de tração proporcionada pela mesa superior, alma e mesa inferior da fôrma;

$A_{ms}$ ,  $A_a$ ,  $A_{mi}$  são, respectivamente, a área de aço da mesa superior, alma e mesa inferior da fôrma;

O valor do fator de redução,  $k_{y,\theta}$ , deve ser tomado para cada parte contribuinte de acordo com a temperatura atuante em cada região.

A força resultante de tração,  $F_R^+$ , é a soma da contribuição das forças da armadura positiva e da fôrma de aço. Vale ressaltar que existe a possibilidade de não ser utilizada a armadura adicional positiva ou, como a norma também permite, desprezar a contribuição da fôrma de aço. O ponto de atuação da força resultante é tomado como a média ponderada das forças atuantes em relação à distância de cada uma à parte inferior da laje.

Figura 5 - Força resultante de tração da contribuição das forças da armadura positiva e da fôrma de aço na seção observada



Fonte: O autor (2021)

Para manter o equilíbrio da seção totalmente plastificada, o valor da força resultante da compressão do concreto deve ser igual à força resultante de tração do aço, formando um binário, com esse equilíbrio de forças é possível determinar a posição da linha neutra,  $y_p$ , e, em seguida, determinar o momento de plastificação da seção que corresponde ao momento fletor positivo resistente de cálculo da laje,  $M_{fi,Rd}^+$ .

Como observado na Figura 3, a temperatura do concreto varia de acordo com a posição das faixas, com isso, cada faixa possui uma resistência diferente e o valor dessa resistência diminui a medida que a faixa analisada se aproxima da face da laje exposto ao incêndio.

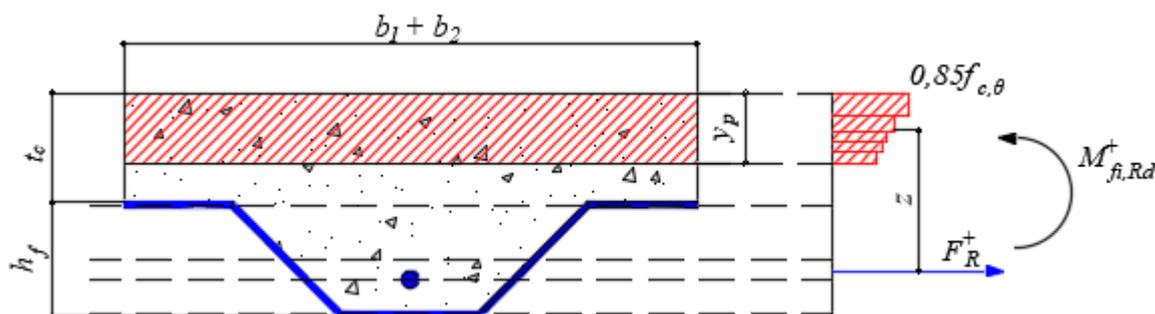
O momento fletor positivo resistente de cálculo da laje,  $M_{fi,Rd}^+$ , é dado pela força resultante do aço ou do concreto, multiplicado pela distância entre o binário,  $z$ , como pode ser observada na Figura 6 e calculado conforme a Equação 12 ou Equação 13.

$$M_{fi,Rd}^+ = F_R^+ z \quad (12)$$

ou

$$M_{fi,Rd}^+ = 0,85 f_{c,\theta} (y_p) (b_1 + b_2) z \quad (13)$$

Figura 6 - Seção plastificada com a linha neutra e os esforços internos atuantes



Fonte: O autor (2021)

### 2.3.2 Momento fletor negativo resistente de cálculo

O momento fletor negativo resistente de cálculo da laje,  $M_{fi,Rd}^-$ , corresponde ao momento de plastificação obtido com base no diagrama de tensões na seção da laje totalmente plastificada.

Nesse cálculo será determinada a força de tração proporcionada pela armadura negativa e a força de compressão proporcionada pelo concreto, de acordo com a temperatura atuante em cada parte, que devem estar em equilíbrio. As contribuições do concreto tracionado, da armadura positiva e da fôrma de aço comprimidas são desprezadas.

A força de tração resistente proporcionada pela armadura negativa é tomada à temperatura ambiente de acordo com a Equação 14.

$$F_s^- = A_s f_{ys} \quad (14)$$

Onde

$A_s$  é a área de todas as barras de armadura negativa na seção considerada

$f_{ys}$  é a resistência ao escoamento do aço das barras da armadura

O momento fletor negativo resistente de cálculo,  $M_{fi,Rd}^-$ , será determinado a partir de uma seção transversal reduzida, na qual a parte da seção com temperatura superior à temperatura limite é desprezada e a resistência da parte restante é considerada à temperatura ambiente, o valor da temperatura limite,  $\theta_{lim}$ , pode ser calculada pela Equação 15.

$$\theta_{lim} = d_0 + d_1 F_s^- + d_2 \frac{A}{L_r} + d_3 \phi + d_4 \frac{1}{b_2} \quad (15)$$

Onde

$F_s^-$  é força de tração resistente proporcionada pela armadura negativa

$A/L_s$ ,  $\phi$  e  $b_2$  já foram definida anteriormente, respectivamente, através da Equação 5,

Equação 9 e Figura 3

$d_0$ ,  $d_1$ ,  $d_2$ ,  $d_3$  e  $d_4$  são coeficientes dados na Tabela 9 em função do TRRF e do tipo de concreto.

Tabela 9 - Coeficiente  $d_0$  a  $d_4$  para determinação da temperatura-limite

Tipo de concreto	TRRF (min)	$d_0$ (°C)	$d_1$ (°C/N)	$d_2$ (°C/mm)	$d_3$ (°C)	$d_4$ (°C.mm)
Densidade Normal	60	867	-0,00019	-8,75	-123	-1378
	90	1055	-0,00022	-9,91	-154	-1990
	120	1144	-0,00022	-9,71	-166	-2155
Densidade Baixa	30	524	-0,00016	-3,43	-80	-392
	60	1030	-0,00026	-10,95	-181	-1834
	90	1159	-0,00025	-10,88	-208	-2233
	120	1213	-0,00025	-10,09	-214	-2320

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

A isoterma para a temperatura-limite pode ser determinada com base em quatro pontos característicos, conforme mostrado na Figura 7, cujas coordenadas são dadas pelas Equações 16 a 26.

$$x_1 = 0 \quad (16)$$

$$y_1 = \frac{1}{\left(\frac{1}{z_0} - \frac{4}{\sqrt{b_1 + b_2}}\right)^2} \quad (17)$$

$$x_2 = \frac{b_b}{2} + y_1 \left(\frac{\cos \alpha - 1}{\sin \alpha}\right) \quad (18)$$

$$y_2 = y_1 \quad (19)$$

$$x_3 = \frac{b_1}{2} - \frac{b}{\sin \alpha} \quad (20)$$

$$y_3 = h_f \quad (21)$$

$$x_4 = \frac{b_1}{2} + \frac{b_2}{2} \quad (22)$$

$$y_4 = h_f + b \quad (23)$$

Onde

$$b = \frac{b_1}{2} \sin \alpha \left( 1 - \frac{\sqrt{a^2 - 4a + c}}{a} \right) \quad (24)$$

$$a = b_1 \sin \alpha \left( \frac{1}{z_0} - \frac{1}{\sqrt{h_f}} \right)^2 \quad (25)$$

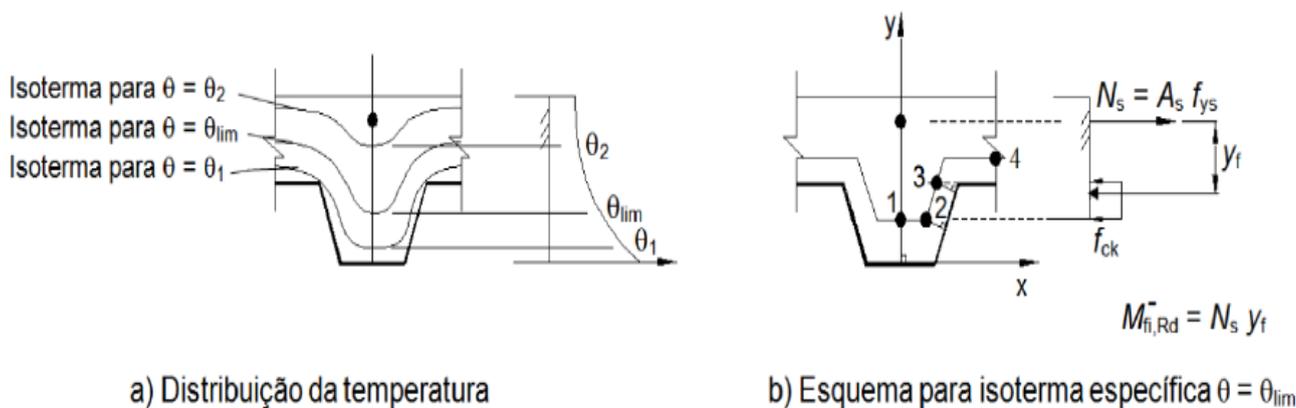
$$c = \begin{cases} -8(1 + \sqrt{1 + a}), & \text{para } a > 8 \\ 8(1 + \sqrt{1 + a}), & \text{para } a < 8 \end{cases} \quad (26)$$

$\alpha$  é o mesmo parâmetro definido na Equação 6

O fato  $z_0$ , da Equação 17 e Equação 25 pode ser obtido através da Equação 3, tomando  $\theta_s = \theta_{lim}$  e  $u_{fr}/h_f = 0,75$

Caso  $y_1 > h_f$ , despreza-se o concreto dentro das nervuras. A laje deve então ser calculada como se tivesse espessura uniforme igual à espessura do concreto acima da fôrma de aço.

Figura 7 - Temperatura na seção transversal da laje



Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo serão apresentados estudos sobre experimentos práticos e modelos numéricos, nacionais e internacionais, dos principais trabalhos que guiaram esta pesquisa.

O objetivo deste capítulo é obter informações sobre ensaios em lajes mistas steel deck em situação de incêndio com o propósito de calibrar adequadamente o modelo numérico que será proposto e chegar a conclusões ao comparar os experimentos e o modelo desenvolvido.

As primeiras pesquisas sobre esse tema são da década de 80, é uma área relativamente recente, mas que vem ganhando espaço e desenvolvimento ao longo dos anos.

#### 3.1 EXPERIMENTOS PRÁTICOS

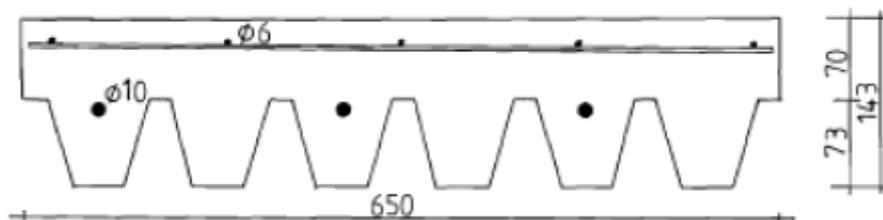
Os experimentos práticos podem ser realizados em regime transiente ou em regime estacionário. No primeiro caso, aplica-se a carga na estrutura antes do aumento da temperatura e a carga é mantida constante até ser atingido algum critério de ruptura. No regime estacionário é feito o oposto, primeiramente é realizado o aumento da temperatura da estrutura e em seguida a carga é adicionada gradualmente até que ocorra a falha. Se o comportamento estrutural é independente da taxa de aquecimento ou do histórico de carregamento, ambos os métodos dão o mesmo resultado (WANG, 2002). Porém, o ensaio em regime transiente é mais utilizado pois adequa-se melhor à realidade.

##### 3.1.1 Hamelinck, Twilt e Stark (1990)

Realizaram experimentos em escala real para validar o modelo numérico proposto por eles. Foram realizados diversos testes com diferentes condições de contorno, porém a validação com o modelo numérico foi realizada apenas com a laje apoiada em duas extremidades. A laje ensaiada foi colocada sobre apoios sem restrição lateral e o aquecimento foi realizado em forno e o aumento da temperatura seguiu a curva de incêndio-padrão da ISO-834.

Na Figura 8 podemos observar a seção transversal da laje utilizada no experimento. O vão entre apoios foi de 3,2m e a carga aplicada uniformemente distribuída na superfície da laje foi de 5,8kN/m<sup>2</sup>. Através da comparação dos resultados de temperatura e deslocamento obtidos em ambos os experimentos, prático e numérico, os autores chegaram à conclusão de que o modelo numérico representou bem o comportamento real da laje em temperatura elevada.

Figura 8 - Seção transversal da laje steel deck ensaiada, medidas em milímetros



Fonte: Hamerlinck, Twilt e Stark (1990)

### 3.1.2 Ensaio em escala real de Cardington

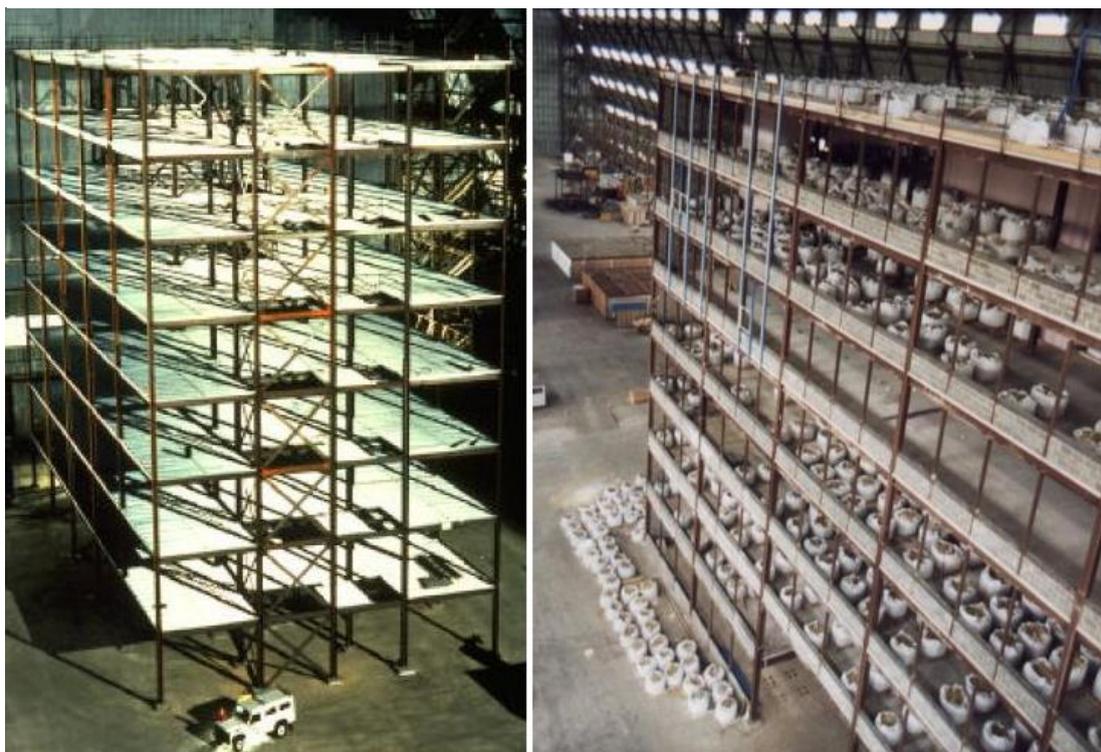
Walter et al. (2006) e Foster et al. (2007) citam ensaios realizados em escala real em um edifício de oito pavimentos com uma altura total de 33m e dimensões em planta de 21mx45m, no laboratório do British Research Establishment (BRE) em Cardington, Reino Unido, entre os anos de 1995 e 1996. Ao total foram realizados seis ensaios e seus resultados guiam pesquisas até hoje. O edifício era composto por uma estrutura metálica e lajes mistas do tipo steel deck com 130mm de altura. O principal objetivo desses ensaios foi analisar o comportamento real de uma estrutura em conjunto, e não de apenas elementos isolados, sob a ação de um incêndio real, não uma curva de incêndio-padrão, e coletar dados para permitir que *softwares* de análises de estruturas submetidas a incêndio fossem verificados.

Antes de iniciar os ensaios foi previsto que as vigas secundárias sem proteção, poderiam suportar uma temperatura crítica de 670°C, e foi observado que essa temperatura nas vigas foi ultrapassada e não houve colapso. Também foi constatado que algumas vigas apresentaram deslocamento máximo de 640mm e a estrutura ainda continuava resistindo aos carregamentos e sem perda de estanqueidade.

Dessa forma, Foster et al. (2007) demonstraram que ao realizar ensaios de elementos estruturais isolados a estrutura não apresenta interação com os outros elementos existentes em uma estrutura real e, por consequência, não existe uma redistribuição de esforços, e, ao considerar a curva-padrão de incêndio é analisada apenas a fase de aquecimento, desconsiderando resfriamento e ventilação.

A consideração de apenas elementos isolados pode ocasionar um superdimensionamento da estrutura e, conseqüentemente, elevados custos.

Figura 9 - Edifício em escala real de oito pavimentos do BRE em Cartington, Reino Unido



Fonte: 911Research

Os pisos mostraram uma resistência maior do que o previsto inicialmente pelo cálculo do elemento isolado porque, quando inserido no conjunto estrutural, houve a ocorrência de alguns fenômenos, como o efeito de membrana (WANG, 1996). A ação de membrana é um comportamento geometricamente não linear, i.e., um efeito de segunda ordem, cuja natureza depende das vinculações de apoio sobre o contorno do compartimento coberto pela laje, e da restrição à movimentação horizontal imposta pelos apoios e/ou pelas estruturas adjacentes (ALLAM et al., 2000 apud SANTOS, 2014).

### 3.1.3 Wellman et al. (2011)

Com os resultados do estudo de Cardington, essa pesquisa sugere que a utilização de laje mista poderia dispensar a proteção passiva contra fogo nas vigas que apoiam a laje devido ao efeito de redistribuição de esforços e a ação de membrana. Também nessa pesquisa foi estudada a conexão entre vigas metálicas e os diferentes comportamentos da estrutura no processo de resfriamento. O objeto de estudo foram três lajes mistas com dimensões de 3,96m x 4,57m, altura da laje em torno dos 100mm e concreto de baixa densidade.

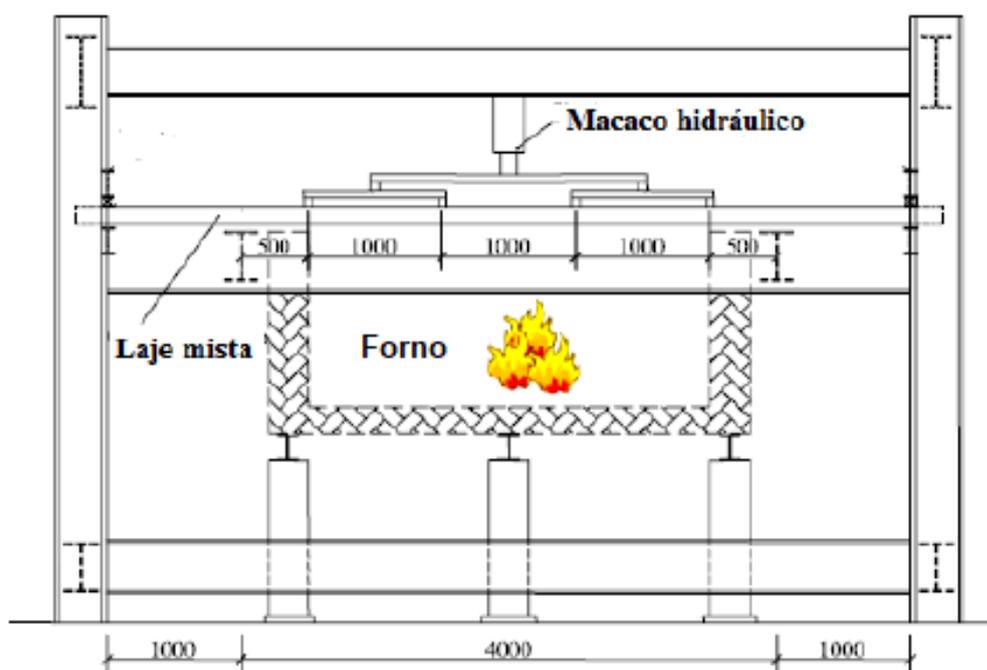
Após análise dos resultados dessa pesquisa foi observado que a laje mista consegue redistribuir grande parte da carga devido ao efeito de membrana, mas não houve estabilização do sistema e ocorreu a falha. Também chegaram à conclusão que a proteção contrafogo, apesar de não impedir o colapso repentino das vigas, serve como mecanismo de retardo e a não utilização da proteção não é indicada para os tipos de lajes em questão (100mm). Com relação aos conectores, não foi constatado nenhuma falha durante todas as fases do ensaio.

### 3.1.4 Guo e Bailey (2011)

Neste trabalho foram apresentados os resultados de nove ensaios de lajes mistas, duas em temperatura ambiente e as demais em situação de incêndio. Os ensaios foram realizados considerando a ocorrência de um incêndio natural, com o objetivo de mostrar a importância das fases de aquecimento e resfriamento. Para isso, foram designadas três curvas de incêndio com diferentes valores de temperaturas máximas e tempo para serem atingidas.

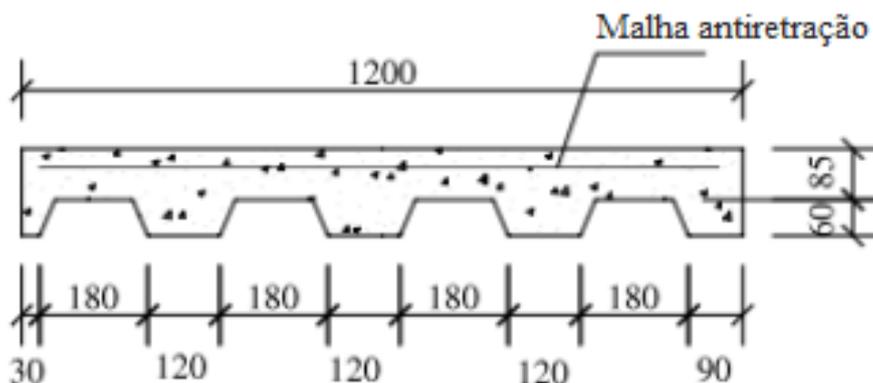
O esquema elaborado para realização dos ensaios pode ser observado na Figura 10 e as dimensões da laje mista ensaiada é apresentada na Figura 11, em que a forma de aço apresenta uma espessura de 1,2mm e existe apenas a utilização de armadura antiretração.

Figura 10 - Esquema elaborado para os ensaios, unidades em mm



Fonte: Adaptado de Guo e Bailey (2011)

Figura 11 - Seção transversal da laje mista ensaiada

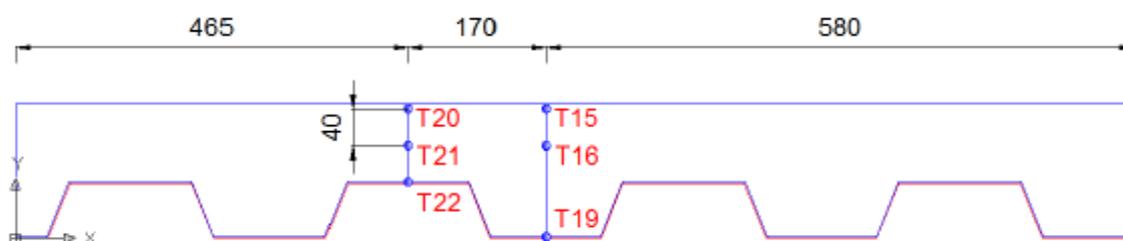


Fonte: Adaptado de Guo e Bailey (2011)

A carga foi aplicada à laje através de um macaco hidráulico em quatro pontos, separados de 1,0m.

Nos testes em situação de incêndio foram adicionados termopares à laje com o objetivo de coletar dados da evolução da temperatura em relação ao tempo em pontos específicos da laje, além disso também foi medido o deslocamento no meio do vão em relação ao tempo. Um esquema da posição dos termopares utilizados por Guo e Bailey pode ser observado na Figura 12 elaborado por Sousa (2018) para fins de comparação entre resultados em seus testes.

Figura 12 - Localização dos termopares no ensaio de Guo e Bailey (2011)



Fonte: Sousa (2018)

Com os resultados dos ensaios, chegaram à conclusão que a temperatura da face não exposta ao fogo e da armadura de distribuição continuaram aumentando mesmo após o fim do aquecimento, atingindo seus valores máximos durante a fase de resfriamento e que essas temperaturas dependiam tanto da temperatura máxima do incêndio quanto da taxa de resfriamento. Dessa forma incêndios com fase de aquecimento idênticas, mas com taxa de resfriamento diferentes aquele que apresenta menor taxa de resfriamento alcança maiores temperaturas.

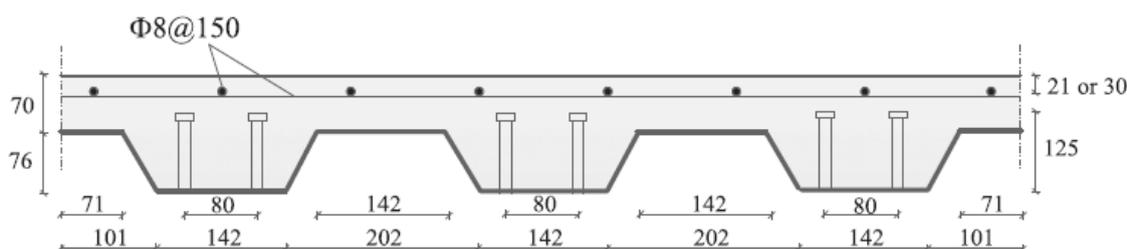
Os deslocamentos verticais no meio do vão, como esperado, atingiram maiores valores quando as temperaturas alcançadas eram maiores e possuíam grande dependência com a carga inicial aplicada.

Também observaram a separação da fôrma de aço do concreto durante a fase de aquecimento.

### 3.1.5 Li, Zhang e Jiang (2017)

Realizaram quatro experimentos em escala real em lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio com diferentes combinações de direção das nervuras, presença de viga secundária sem proteção e a posição da armação antiretração. A seção transversal da laje foi mantida para todos os experimentos e pode ser observada na Figura 13 abaixo.

Figura 13 - Seção transversal da laje, unidades em mm



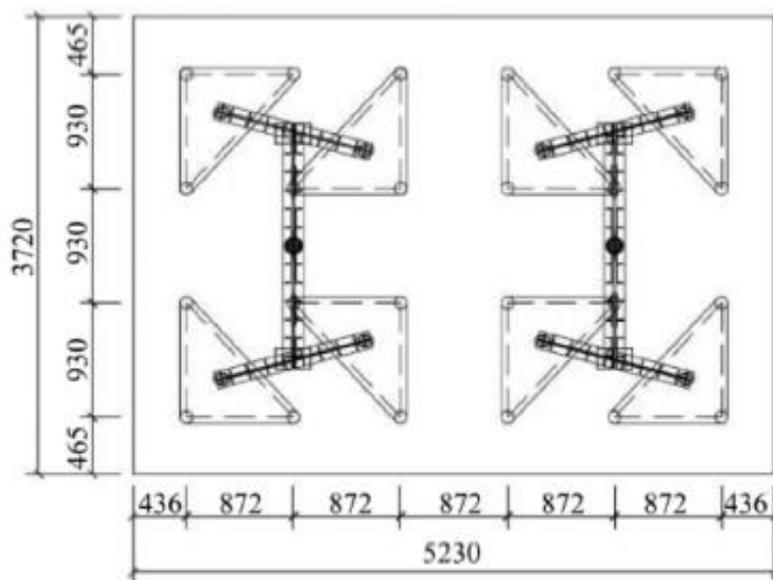
Fonte: Li, Zhang e Jiang (2017)

A carga da laje foi aplicada em 24 pontos para simular uma distribuição uniforme, para isso foi utilizado um macaco hidráulico que passava a carga para vigas de transferência, que passavam para placas triangulares, e por fim eram transmitidas para a laje. Todos esses componentes podem ser observados no esquema da Figura 14.

O ensaio foi realizado em regime transiente com uma aplicação incremental de 10% até ser atingida a carga total de teste e permaneceu constante durante a fase de aquecimento e resfriamento.

O aquecimento foi realizado em forno e seguiram a curva de incêndio-padrão da ISO-834 e a duração do aquecimento foi de 75min, 90min, 90min e 100min. Após a fase de aquecimento o forno foi resfriado com circulação de ar natural. A retirada da carga foi realizada em 5 fases iguais. Todos os equipamentos de medição foram mantidos durante todas as fases do ensaio.

Figura 14 - Vista superior do sistema de cargas



Fonte: Li, Zhang e Jiang (2017)

Em posse dos resultados, os pesquisadores observaram que as maiores temperaturas na malha antiretração e da fôrma de aço foram na fase de resfriamento, dessa forma, uma possível falha pode ocorrer na fase de resfriamento mesmo que a laje tenha suportado a fase de aquecimento. Observaram que a posição da armadura antiretração apresenta uma significativa influência na sua temperatura final e que a utilização de proteção contra incêndio das vigas secundárias reduzia a temperatura na malha antiretração acima da viga.

Outro ponto avaliado foi o critério de isolamento térmico, segundo o Eurocode 4 a laje avaliada apresentaria resistência ao isolamento térmico até os 93min, porém, nos ensaios a temperatura alcançada na face não exposta ao fogo chegou em menos de 100°C, para um aquecimento de 100min. Também segundo o Eurocode 4, a resistência ao fogo pelo critério da capacidade resistente seria de apenas 40min, mas após 100min de ensaio a laje ainda não apresentava sinais de colapso. Essa diferença no critério da capacidade resistente se deve ao efeito de membrana que de acordo com os autores contribuiu com cerca de 50% da capacidade resistente e esse efeito não é considerado pelo Eurocode 4. Dessa forma, esses dois pontos mostram um comportamento conservador do Eurocode 4.

O efeito de membrana foi confirmado pela medida dos extensômetros, que detectaram tensões de tração na região central, na malha antiretração e tensões de compressão nas bordas.

Também foram observados grandes deslocamentos verticais no meio do vão, sem ocorrer colapso da estrutura, indicando um bom desempenho das lajes ensaiadas.

### 3.1.6 Sousa (2018)

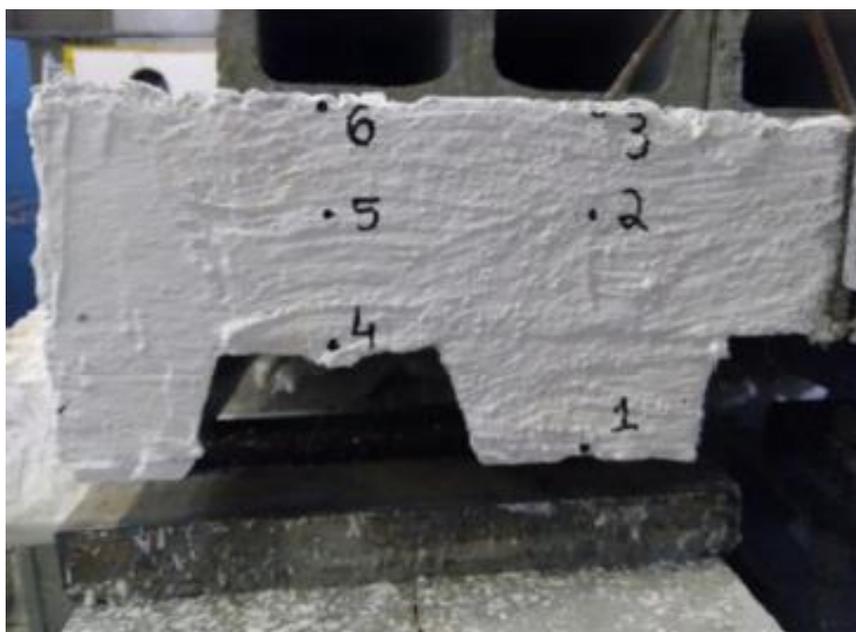
Na parte experimental desse trabalho, foi realizado o ensaio de três lajes mistas do tipo steel deck em situação de incêndio no laboratório de estruturas da Universidade Federal de Pernambuco. Para os ensaios a fôrma de aço foi a mesma: 840mm de largura, 71mm de altura e espessura de 0,8mm. Porém, para cada ensaio a altura total da laje era diferente: 130mm, 160mm e 190mm para os ensaios 1, 2 e 3, respectivamente. O concreto utilizado apresentou resistência a compressão de 20MPa para os dois primeiros ensaios e 30MPa para o ensaio número 3. Em todos os casos ensaiados apenas foi utilizada armadura antiretração, uma vez que, o autor tenta representar a realidade atual dos projetos da região de Recife.

Os ensaios foram realizados em um módulo do forno elétrico em posição horizontal com a laje posicionada sobre o forno e foi aplicado o carregamento uniformemente distribuído.

Para estimar a temperatura ao longo da seção transversal foram instalados termopares e, para medir os deslocamentos no meio do vão foram instalados transdutores potenciométricos de deslocamento.

Na figura 15, pode-se observar a localização dos termopares instalados no ensaio e a similaridade com a posição dos termopares instalados por Guo e Bailey (2011), como dito anteriormente, essa foi uma maneira utilizada pelo autor para obter comparação de resultados com a literatura existente.

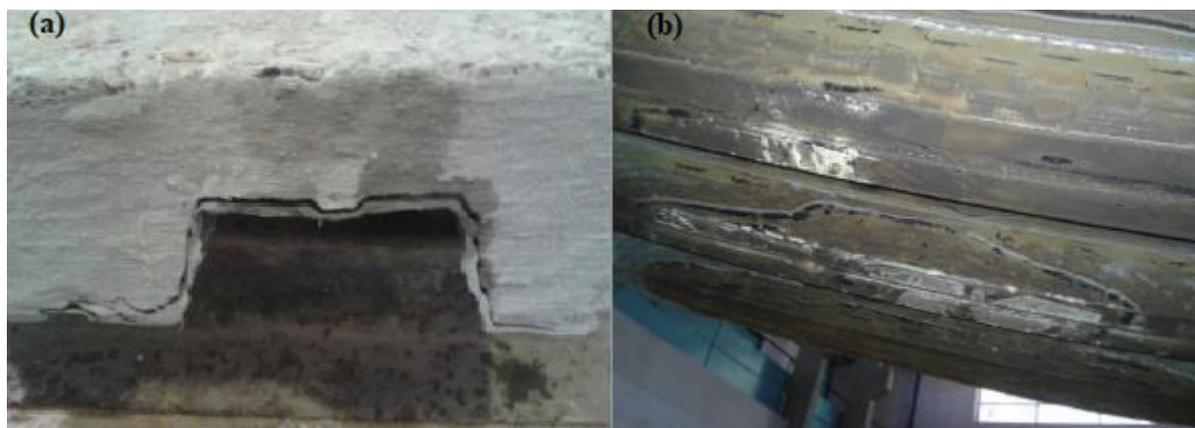
Figura 15 - Seção transversal da laje mista de 190mm e o posicionamento dos termopares



Fonte: Sousa (2018)

No ensaio também foi possível observar o fenômeno de separação entre a fôrma de aço e o concreto e o derretimento da camada mais superficial da galvanização da fôrma. Ambos podem ser vistos na Figura 16.

Figura 16 - (a) deslocamento da forma de aço; (b) derretimento da camada superficial



Fonte: Adaptado Sousa (2018)

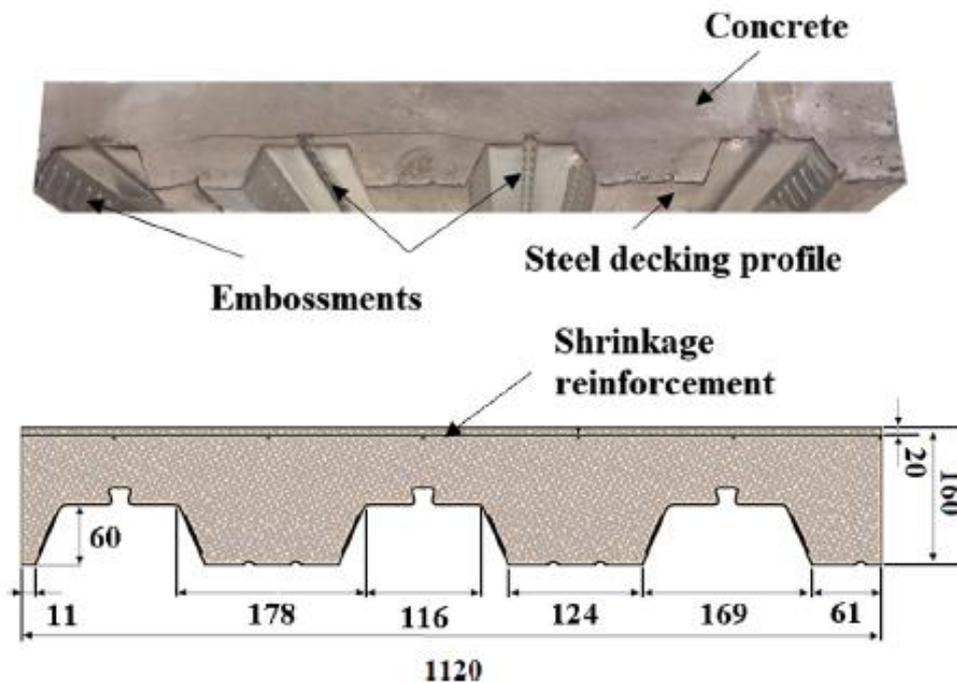
Após a apuração dos resultados foi realizado uma comparação com o método normativo simplificado da ABNT NBR 14323 (2013). Para obter o tempo de resistência dos ensaios foram utilizados os critérios da ISO-834. Nessa comparação as lajes ensaiadas apresentaram comportamento igual ou superior em relação ao incêndio tanto no caso do isolamento térmico quanto na capacidade resistente.

### 3.1.7 Coz-Díaz et al. (2020)

Em estudo mais recente das lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio, foi realizado um experimento para analisar o comportamento do concreto leve e do concreto normal expostos à curva de incêndio-padrão ISO-834. Essa pesquisa foi motivada pelo aumento do uso de concreto leve nas construções, este tipo de concreto apresenta diversas vantagens como, redução da carga da estrutura, diminuição do tamanho das fundações e boas propriedades termo acústicas.

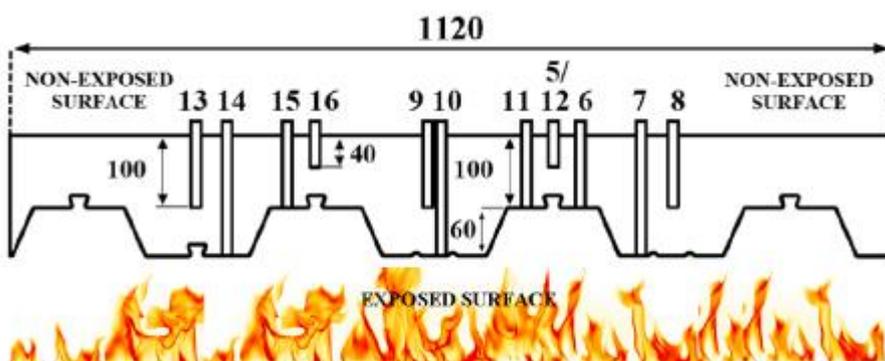
Os testes foram realizados em lajes 1,12m x 2,03m, com altura de 160mm e adicionadas de malha antiretração, a seção transversal da laje pode ser observada na Figura 17. As cargas foram aplicadas em regime transiente. Diversos termopares foram instalados na laje com o intuito de acompanhar a temperatura da laje em diferentes pontos de acordo com a Figura 18.

Figura 17 - Detalhes da seção transversal da laje, unidades em mm



Fonte: Cóz-Díaz et al. (2020)

Figura 18 - Detalhes da localização dos termopares na laje, unidades em mm



Fonte: Cóz-Díaz et al. (2020)

As conclusões mais relevantes em relação a comparação do uso de concreto leve e concreto normal para lajes em situação de incêndio foram que em ambos os casos a presença de água nas lajes causam um aumento não linear da temperatura. A temperatura do concreto é elevada até os 100°C e é mantida nesse valor até toda a água presente na laje seja evaporada, esse fenômeno é influenciado pela umidade e permeabilidade do concreto. Dessa forma, a evaporação da água na laje com concreto leve acontece de forma mais lenta comparado com a laje de concreto normal e, conseqüentemente, a transferência de temperatura alcançada na face não exposta ao fogo é menor na laje de concreto leve.

Em ambos os casos não foi observado descascamento do concreto e essa característica é atribuída a fôrma de aço que faz uma barreira de proteção, entretanto é observado a separação entre a fôrma e o concreto.

Por fim, os critérios de estanqueidade e isolamento térmico foram alcançados em ambos concretos, porém, o mínimo critério de capacidade resistente, 30min, não foi alcançado pela laje com concreto leve.

## 3.2 MODELOS NUMÉRICOS

Realizar ensaios experimentais em situação de incêndio de lajes mistas de aço e concreto acarreta grandes custos e cuidados com a instrumentação. Devido a esses fatos, diversos pesquisadores e estudiosos tentam desenvolver métodos numéricos de análise para conseguir chegar a soluções sem, necessariamente, testar a laje em elevadas temperaturas. Dessa forma, seria possível experimentar diferentes formas de aço, concretos, alturas de lajes e analisar, apenas com esforço computacional, a melhor opção.

Porém, chegar em uma simulação numérica que represente a realidade é um trabalho árduo, existem diversos fatores e processos que devem ser levados em conta. Assim, diversos pesquisadores buscam por soluções com diferentes estratégias de otimização, uso de simetria, diferentes tipos de elementos finitos e diferentes *softwares* utilizados.

### 3.2.1 Lim et al (2004)

Apresentaram em sua pesquisa uma modelagem numérica do comportamento de lajes mistas de aço e concreto retangulares simplesmente apoiadas em todas as suas bordas em situação de incêndio e sem interações com outras estruturas. A modelagem foi realizada através do *software* SAFIR, com o objetivo de validar o elemento finito tipo casca do programa.

Para validar a modelagem numérica, os resultados foram comparados com experimentos práticos realizados anteriormente por Lim e Wade (2002). As lajes possuíam dimensões de 3,3m x 4,3m com altura total de 130mm. Por questões de simetria e com o intuito de poupar esforço computacional, foi modelado apenas 1/4 da laje.

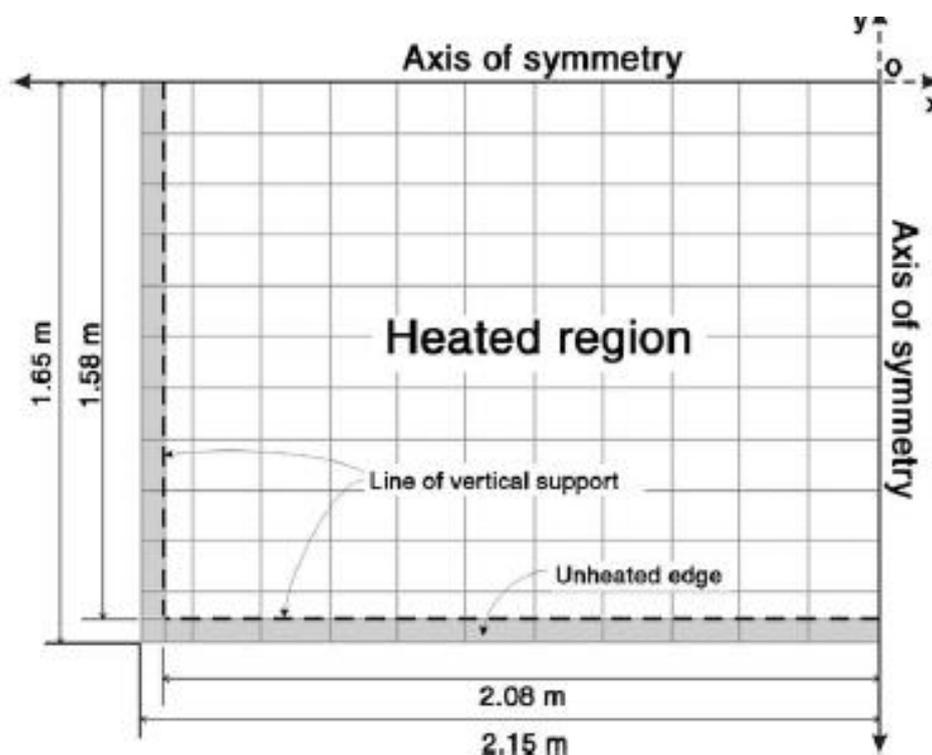
As lajes foram expostas ao incêndio-padrão ISO-834.

Os autores afirmam que a forma como o experimento foi conduzida, estrutura isolada, é, em perspectiva científica, uma abordagem mais pura e permite concentrar no fenômeno em questão.

Após análises os autores chegaram à conclusão que o modelo numérico de elemento finito do tipo casca do *software* SAFIR apresenta resultado satisfatório para lajes simplesmente apoiada nas duas direções e tão bom quanto outros *softwares* comerciais, tais como VULCAN, ADAPTIC e ABAQUS.

A análise também mostrou que lajes simplesmente apoiadas nas duas direções apresentam uma ótima resistência contra incêndio se elas deformarem em curvatura dupla e desenvolverem efeito de membrana.

Figura 19 - Malha de elementos finitos, 1/4 da laje



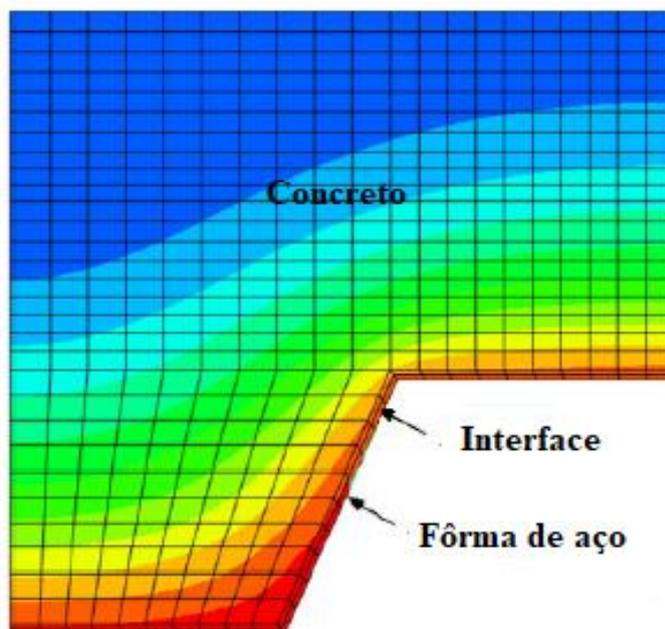
Fonte: Lim et al (2004)

### 3.2.2 Guo (2012)

Essa pesquisa é uma continuação do trabalho apresentado por Guo e Bailey (2011). Em posse dos resultados práticos, foi desenvolvido análises numéricas térmicas e termoestrutural no *software* Abaqus.

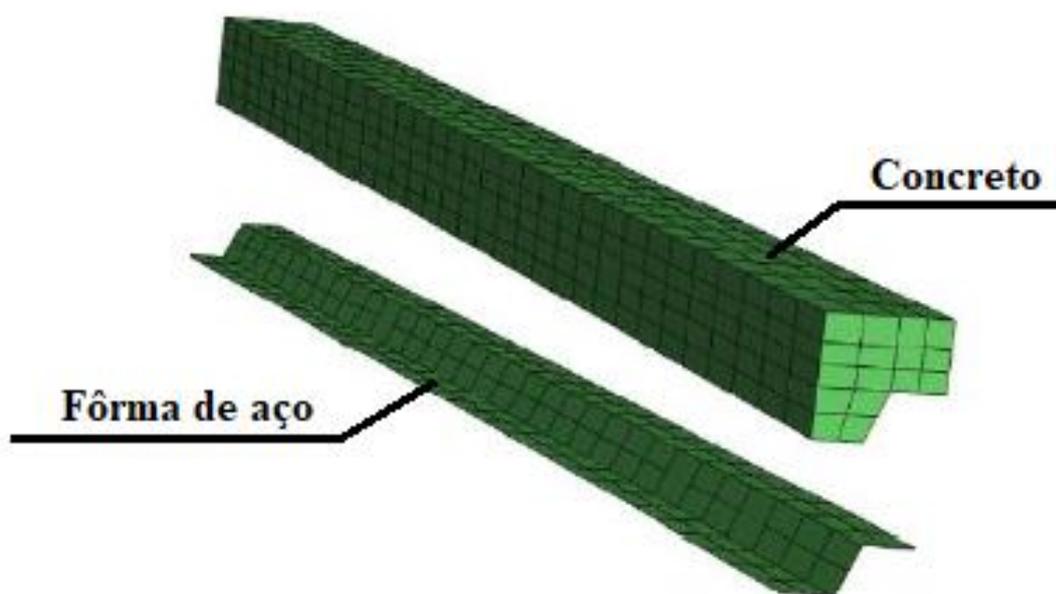
As análises térmicas e termoestrutural foram realizadas separadamente. Para a primeira, utilizou-se elementos finitos planos bidimensionais para simular o concreto, a fôrma de aço e a interface aço-concreto. Na análise termoestrutural foi adotado um modelo tridimensional e foram utilizados elementos sólidos para o concreto, elementos casca para a fôrma de aço, elementos tipo treliça para representar a malha antiretração e molas não-lineares para representar o comportamento da interface aço-concreto. Em ambas as análises, para evitar grande esforço computacional, foi utilizada apenas a metade da nervura da laje.

Figura 20 – Malha bidimensional de elementos finitos com distribuição de temperaturas quando exposta ao fogo



Fonte: Adaptado de Guo (2012)

Figura 21 - Malha tridimensional de elementos finitos



Fonte: Adaptado de Guo (2012)

Na análise térmica a interface aço-concreto foi representada através de uma camada de 1mm de espessura e condutividade 0,8W/mK. As propriedades térmicas da fôrma de aço seguiram as recomendações propostas no Eurocode 4 (1994) e também uma emissividade de 0,70. Para as propriedades térmicas do concreto, o autor optou por considerar condutividades distintas para as fases de aquecimento e resfriamento. Essa abordagem tem o objetivo de representar adequadamente a complexa transferência de calor do concreto, fortemente influenciada pela umidade do material. Vale ressaltar que as laterais do modelo não possuem interferência nos campos térmicos pois são tratadas como adiabáticas.

Além dessas características, foi adotado o coeficiente de transferência de calor por convecção de 25W/m<sup>2</sup>K para a face exposta ao fogo e um valor de 10W/m<sup>2</sup>K para a face superior da laje, face não exposta ao incêndio, conforme recomendações do Eurocode 4 (1994).

Para o modelo tridimensional foram considerados, para representar o concreto e o aço, os modelos constitutivos apresentados no EUROCODE 4 (1992) e EUROCODE 4 (1994).

Os resultados da análise obtiveram boa correlação entre os modelos numéricos e práticos, tanto para temperatura quanto para deslocamentos. Dessa forma, foi possível realizar análises paramétricas variando resistência do concreto, espessura da fôrma de aço e a malha antiretração.

Com a análise paramétrica, pôde-se observar que a variação da resistência do concreto,  $f_{ck}$ , não influencia de forma significativa o comportamento mecânico da laje em situação de incêndio e que o aumento de cerca de 40% no  $f_{ck}$  do concreto não apresentou grandes diferenças nos deslocamentos. Já o aumento da espessura da fôrma de aço apresentou grandes mudanças no comportamento mecânico, quanto mais espessa, menor os deslocamento e maior a tendência da laje voltar para a posição inicial durante o resfriamento e descarregamento.

Outro parâmetro analisado foi a malha antiretração, no início do aquecimento não apresentou muita influência, mas com a continuação do aquecimento, seus efeitos passaram a ser notados e quanto maior a área de aço menor o deslocamento vertical.

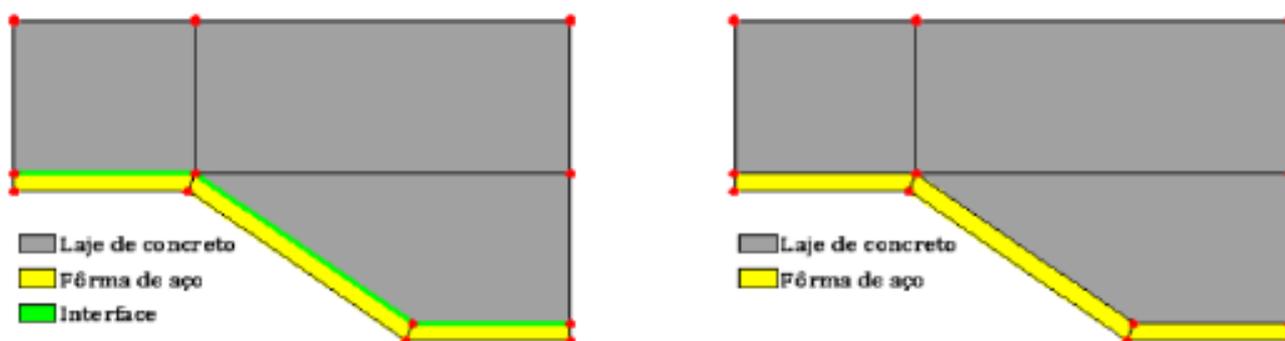
Vale ressaltar que, devido a qualidade das análises, os resultados das pesquisas de Guo e Bailey (2011) e Guo (2012) serviram como referência para validação dos modelos numéricos de outros pesquisadores ao redor do mundo como, por exemplo, as pesquisas dos brasileiros Santos (2014) e Sousa (2018).

### 3.2.3 Santos (2014)

Nesse trabalho foi apresentada uma modelagem numérica em elementos finitos no *software* TNO DIANA. Inicialmente, assim como Guo (2012), foi realizado a análise térmica e em sequência a análise termomecânica. Para ambos os casos foi realizada a modelagem de apenas metade da nervurada da laje com o intuito de poupar esforço computacional.

Com o objetivo de avaliar uma possível resistência térmica na interface entre o concreto e o aço a análise térmica foi realizada com elementos finitos planos bidimensionais e foram considerados dois modelos: com e sem interface aço-concreto. No caso do modelo com a interface foi necessário realizar calibração, uma vez que, os autores não encontraram referência nos trabalhos pesquisados. Dessa forma, a análise térmica serviu para calibrar o modelo numérico, a partir dos resultados das pesquisas de outros autores e, além da variação da interface aço-concreto, os autores analisaram outros valores e equações para emissividade do aço, condutividade e umidade do concreto.

Figura 22 - Malha bidimensional de elementos finitos com e sem interface aço-concreto

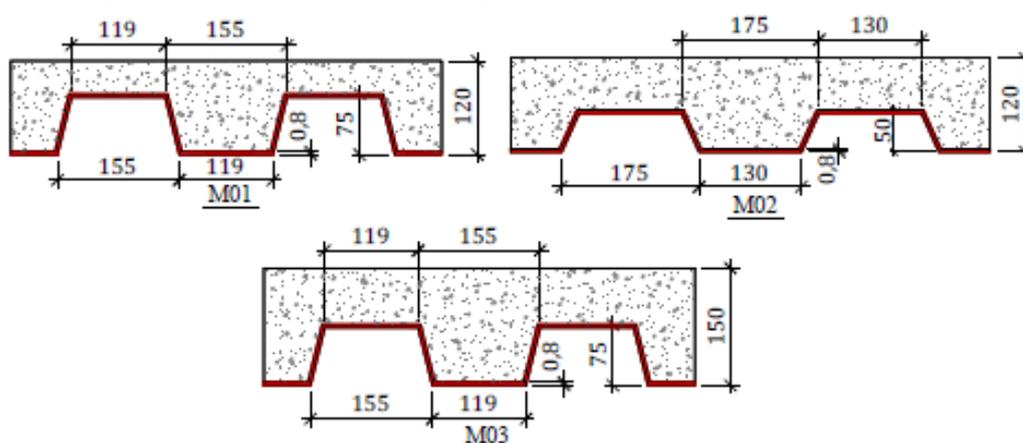


Fonte: Santos (2014)

Após calibração do modelo térmico foi utilizado os campos térmicos do TNO DIANA e em posse dos resultados da distribuição de temperaturas ao longo da seção transversal foi realizado o cálculo da capacidade resistente das lajes mistas em situação de incêndio de acordo com a ABNT NBR 14323:2013 e o EUROCODE 4 (2005). Também foi realizado o mesmo cálculo com a curva de incêndio-padrão ISO-834. Dos valores testados para o coeficiente de condutividade térmica da interface aço-concreto aquele que apresentou melhores resultados foi o de  $50\text{W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$ .

Na análise termoestrutural foram realizados quatro casos para três modelos numéricos: emissividade igual a 0,70 e ausência de interface entre aço e concreto; emissividade variável, de 0,09 a 0,40 e ausência de interface entre aço e concreto; emissividade igual a 0,70 e modelo com interface entre aço e concreto, com coeficiente de condução térmica de  $50 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ ; emissividade variável, de 0,09 a 0,40 e modelo com interface entre aço e concreto, com coeficiente de condução térmica de  $50 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$ . Para cada caso foi analisado a temperatura em cada componente da laje mista e, em sequência, determinado a capacidade resistente de cada parte correspondente. Também foi realizado o mesmo cálculo de acordo com a ABNT NBR 14323:2013 e o EUROCODE 4 (2005) com a curva de incêndio-padrão ISO-834.

Figura 23 - Dimensões consideradas para os modelos numéricos, unidades em mm



Fonte: Santos (2014)

Nos modelos numéricos testados o concreto foi modelado com resistência à compressão,  $f_{ck}$ , de 20MPa e umidade de 2%. O aço da fôrma apresentava limite de escoamento de 280MPa, o aço das armaduras longitudinais adicionadas apresentava limite de escoamento de 500MPa e o aço das armaduras utilizadas para a malha antiretração apresentava um limite de escoamento de 600MPa.

Após a análise dos resultados o autor concluiu que os modelos com interface aço-concreto com valor de  $50 \text{ W/m}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$  e emissividade do aço constante de 0,7 foram os que apresentaram melhor correlação entre resultados numéricos e experimentais práticos. Apesar de os modelos sem interface e com emissividade variando entre 0,09 e 0,4 também apresentaram bons resultados.

O autor afirmou que tanto o aumento da espessura da fôrma de aço quando o aumento da resistência de concreto à compressão são alternativas que não apresentam influência significativa no tempo de resistência ao fogo. Já quando se utiliza armadura positiva esse tempo é elevado e que existe uma posição ótima para essa armadura e ela depende do tempo de resistência ao fogo e da altura total da laje.

Outro ponto observado foi que as temperaturas na fôrma de aço dos experimentos foram, sempre, menores que as obtidas das análises numéricas. Uma das causas desse acontecimento pode ser devido à umidade do concreto e, conseqüentemente, a movimentação de água livre que necessita de energia para ser evaporada. Esse é, no entanto, um fenômeno de difícil modelagem numérica.

### **3.2.4 Sousa (2018)**

Na segunda parte do trabalho, foi realizado uma análise numérica tridimensional, não linear em elementos finitos utilizando o *software* comercial Abaqus. Para a validação e calibração do modelo numérico, foi realizado, em primeira etapa, a modelagem numérica da laje ensaiada por Guo e Bailey (2011). Para a segunda etapa da calibração foi realizado a modelagem numérica das lajes ensaiadas pelo próprio autor. Em ambas as etapas os resultados obtidos de temperatura e deslocamento na análise numérica foram comparados com os resultados dos experimentos práticos.

As propriedades térmicas e mecânicas do aço e do concreto que variam de acordo com a temperatura, a emissividade do aço de 0,7 e o coeficiente de transferência de calor por convecção de  $25\text{W/m}^2\text{ }^\circ\text{C}$  foram obtidas de acordo com as recomendações da ABNT NBR 14323:2013 e do EUROCODE 4 (2005).

A modelagem numérica foi realizada com elementos tipo sólido e não foi adotada a interface aço-concreto. Com o intuito de reduzir esforço computacional, a estratégia adotada foi utilizar apenas meia nervura da laje e, além disso, foi realizada uma análise térmica seguida de mecânica, ao invés da análise acoplada. Também foi realizada uma comparação entre os elementos do tipo casca e sólido para modelar a fôrma de aço, onde o primeiro apresentou melhores resultados.

Em seguida foi realizado um estudo de caso onde foi comparado o modelo numérico validado anteriormente com o método normativo para as lajes mistas em situação de incêndio. Para essa comparação foram modeladas três lajes com altura total fixa de 130mm e variando a espessura da fôrma de aço em 0,8mm, 0,95mm e 1,25mm.

Também foram analisadas cinco lajes com altura total variando entre 130mm e 200mm e espessura da fôrma de aço fixa em 0,8mm.

Por fim, o autor afirmou que os modelos numéricos sem interface não apresentaram bons resultados para a fôrma de aço nem para o concreto e, para a face não exposta ao incêndio, as temperaturas obtidas no modelo foram, sempre, superiores aos obtidos na prática. Uma das explicações apresentadas para esses resultados foi a dificuldade de representar a movimentação de água no concreto devido à umidade.

Já os deslocamentos obtiveram boa correlação com os resultados experimentais.

O autor também mostra que, mesmo sem armação longitudinal, as lajes apresentaram resistência ao fogo maiores do que o previsto pelo método normativo, resistindo por mais de 60 minutos o incêndio-padrão.

#### **4 AVALIAÇÃO DAS LAJES MISTAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO DE ACORDO COM A ABNT NBR 14323:2013**

Para realizar a escolha da seção transversal da laje mista para determinado projeto, em situação ambiente, o projetista, normalmente, recorre a catálogos realizados pelas fabricantes das fôrmas de aço. Esses catálogos apresentam diversas fôrmas e, cada fôrma com espessuras, altura total das lajes e armaduras antiretração variadas. Além disso, é apresentado a capacidade de carga de cada laje de acordo com o tamanho do vão e a configuração do sistema estrutural. Dessa maneira, o projetista fica livre para escolher a laje que irá atender adequadamente suas necessidades.

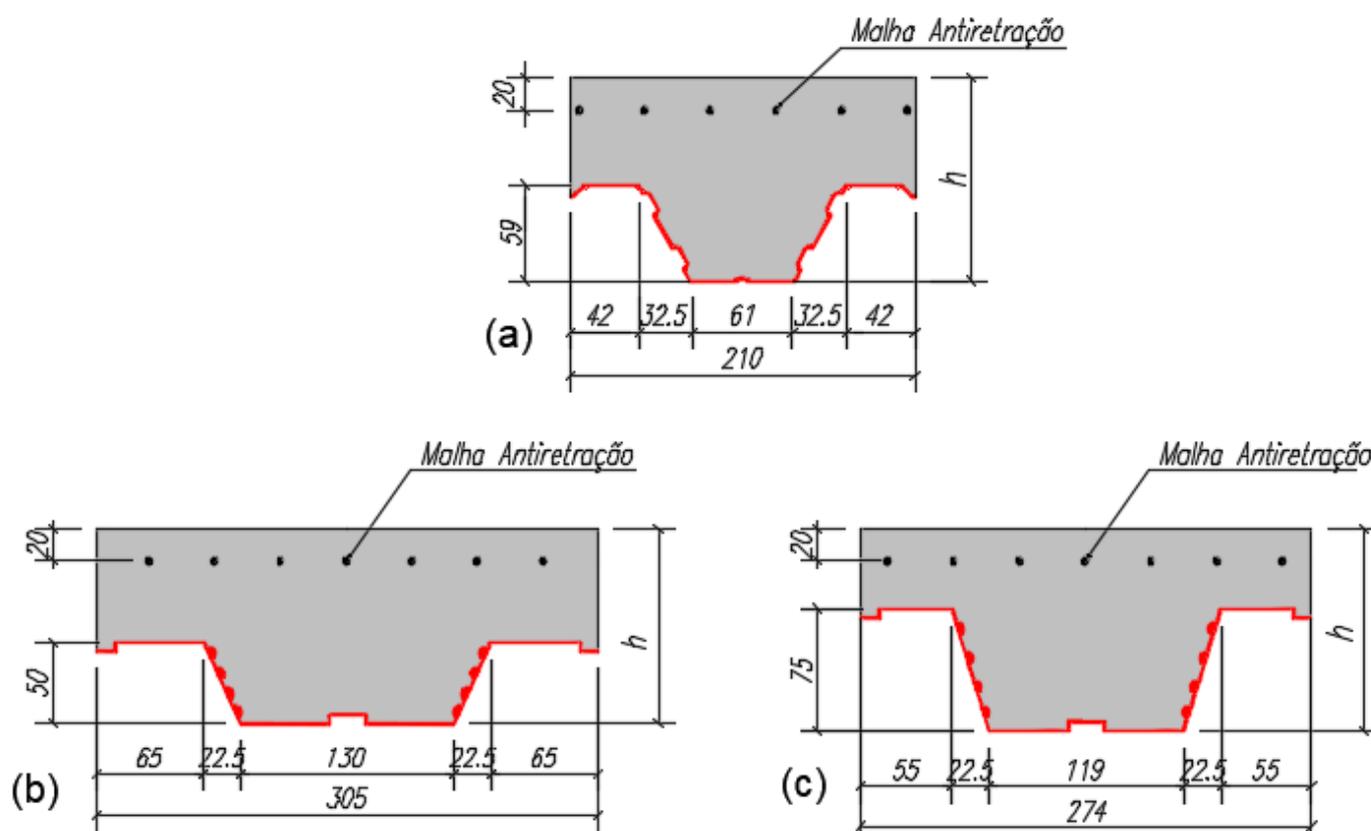
Vale ressaltar que para o cálculo da capacidade de carga das lajes em temperatura ambiente os fabricantes não utilizam armadura positiva adicional, apenas a fôrma de aço resiste à tração da laje, ficando a critério do projetista a utilização dessa armadura. Os próprios catálogos analisados reforçam que os valores indicados nas tabelas correspondem às cargas que podem ser aplicadas à temperatura ambiente. De acordo com os fabricantes, em uma situação de incêndio as lajes propostas resistem até 30 minutos e, para tempos superiores deve ser utilizado armadura positiva adicional.

Porém, como, normalmente, os projetos são realizados para suportar apenas os esforços em temperatura ambiente, não é analisada a situação de incêndio, eles são realizados sem a necessidade de armadura positiva adicional, uma forma de agilizar tanto o projeto quanto a execução.

Dessa forma, para avaliar a segurança das lajes mistas do tipo steel deck em situação de incêndio, será realizada uma análise das seções comerciais propostas por dois fabricantes, de uso recorrente por projetistas e construtores na cidade de Recife/PE, com e sem a utilização de armadura adicional positiva. Essa análise será realizada de acordo com o método simplificado ou, método tabular, proposto pela ABNT NBR 14323:2013, explicado no Capítulo 2.

Na Figura 24 podem ser vistas as dimensões da seção transversal da laje do Fabricante 1, do Fabricante 2 com altura da fôrma de 50mm e do Fabricante 2 com altura da fôrma de 75mm, respectivamente. De cada seção, as únicas dimensões variáveis são a altura total, podendo variar de 100mm à 250mm, e da espessura da fôrma, podendo assumir valores de 0,8mm, 0,95mm ou 1,25mm.

Figura 24 - Seção transversal da laje steel deck do (a) Fabricante 1, (b) Fabricante 2 - 50mm e (c) Fabricante 2 - 75mm, unidades em mm



Fonte: O autor (2021)

Para ambos os fabricantes o aço utilizado nas fôrmas apresenta resistência ao escoamento de 280MPa. A resistência à compressão do concreto recomendado pelo Fabricante 1 é de no mínimo 22MPa e para o Fabricante 2 é de no mínimo 20MPa. A armadura adicional longitudinal apresenta resistência ao escoamento de 500MPa.

A malha antiretração é recomendada pelos fabricantes de acordo com a altura total da laje, variando tanto o espaçamento quanto a bitola da barra de ferro utilizada. Sua função é evitar fissuração devido à retração e/ou por variação de temperatura do concreto.

A análise pelo método simplificado será realizada para os Tempos Requeridos de Resistência ao Fogo (TRRF) de 60, 90 e 120 minutos e serão testadas todas as possíveis utilizações das lajes recomendadas pelos fabricantes para o sistema biapoiado. Assim, a análise será demonstrada para a laje de seção transversal do Fabricante 2 com altura da fôrma de 50mm, espessura de 0,95mm, altura total da laje de 150mm, vão entre apoios de 2000mm e TRRF de 60 minutos. Para outras lajes e outros TRRF a análise é realizada de maneira análoga.

#### 4.1 ANÁLISE SEM ARMADURA POSITIVA ADICIONAL

Como visto anteriormente, para a laje ser aprovada pelo método simplificado ela deve atender três requisitos: Estanqueidade, Isolamento Térmico e Capacidade Resistente.

A estanqueidade é garantida pela simples existência da fôrma de aço.

Para o isolamento térmico é necessário calcular a altura efetiva da laje,  $h_{ef}$ , de acordo com as Equações 1, os parâmetros dessas equações podem ser obtidos da Figura 24 (b) de acordo com a Figura 2.

$$h_{ef} = t_c + \frac{h_f}{2} \left( \frac{b_1 + b_b}{b_1 + b_2} \right) = 100 + \frac{50}{2} \left( \frac{175 + 130}{175 + 130} \right) = 125mm \quad (27)$$

Com a altura efetiva da laje e de acordo com a Tabela 1 a resistência ao fogo máxima suportada por essa laje de acordo com o critério isolamento térmico é de 120 minutos.

A resistência ao fogo, de acordo com o critério do isolamento térmico, para as demais lajes analisadas pode ser observada no Apêndice A.

O critério da capacidade resistente é atendido caso o momento fletor plástico, que é o momento resistente da seção transversal seja superior ao momento solicitante. No caso de um sistema biapoiado o colapso por rótula plástica sobre momento positivo ocorre na seção central do vão. A condição necessária que deve ser satisfeita pode ser obtida na Tabela 2, que é basicamente, o momento de plastificação deve ser superior momento fletor solicitado no meio do vão.

$$M_{fi,Rd}^+ \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8} \quad (28)$$

A tração da seção é resistida apenas pela fôrma da laje e a compressão é resistida apenas pelo concreto, uma vez que, a resistência do concreto à tração e a resistência à compressão da malha antiretração são desprezadas e não existe armadura positiva adicional.

Para determinar a força total proporcionada pela fôrma de aço devemos encontrar a temperatura de cada componente da fôrma (mesa inferior, alma e mesa superior), para isso é utilizado a Equação 8, os parâmetros dessa equação podem ser obtidos na Tabela 7. No caso para o TRRF de 60 minutos, temos:

Mesa inferior:

$$\theta_i = g_0 + g_1 \frac{1}{b_2} + g_2 \frac{A}{L_r} + g_3 \phi + g_4 \phi^2$$

$$\theta_{mi} = 951 - 1197 \frac{1}{130} - 2,32 \times 31,82 + 86,3 \times 0,81 - 150,7 \times 0,81^2 = 838,7^\circ C \quad (29)$$

Alma:

$$\theta_a = 661 - 833 \frac{1}{130} - 2,96 \times 31,82 + 537,7 \times 0,81 - 351,9 \times 0,81^2 = 765,0^\circ C \quad (30)$$

Mesa superior

$$\theta_{ms} = 340 - 3269 \frac{1}{130} - 2,62 \times 31,82 + 1148,4 \times 0,81 - 679,8 \times 0,81^2 = 715,9^\circ C \quad (31)$$

Onde, os parâmetros  $A/L_r$  e  $\phi$  podem ser obtidos através das Equações 5 e 9, respectivamente.

$$\frac{A}{L_r} = \frac{125 \left( \frac{175 + 130}{2} \right)}{130 + 2 \sqrt{125^2 + \left( \frac{175 - 130}{2} \right)^2}} = 31,82 \text{ mm} \quad (32)$$

$$\phi = \frac{\sqrt{125^2 + \left( 130 + \frac{175 - 130}{2} \right)^2} - \sqrt{125^2 + \left( \frac{175 - 130}{2} \right)^2}}{130} = 0,81 \quad (33)$$

Em posse da temperatura de cada parte, podemos utilizar a Tabela 8 para determinar o fator de redução da resistência de escoamento do aço devido à temperatura. Para valores de temperatura intermediários deve ser realizada uma interpolação linear.

Dessa forma, temos para cada componente o seguinte fator de redução:

$$\text{Mesa inferior: } \theta_{mi} = 838,7^\circ C \rightarrow K_{y,\theta_{mi}} = 0,091$$

$$\text{Alma: } \theta_a = 838,7^\circ C \rightarrow K_{y,\theta_a} = 0,152$$

$$\text{Mesa superior: } \theta_{ms} = 838,7^\circ C \rightarrow K_{y,\theta_{ms}} = 0,211$$

É necessário conhecer a área de aço de cada parte da fôrma, assim:

Mesa inferior:

$$A_{mi} = e \times b_b = 0,95 \times 130 = 123,5mm^2 \quad (34)$$

Alma:

$$A_a = 2e \sqrt{\left(\frac{b_1 - b_b}{2}\right)^2 + h_f^2} = 2 \times 0,95 \sqrt{\left(\frac{175 - 130}{2}\right)^2 + 125^2} = 104,2mm^2 \quad (35)$$

Mesa superior:

$$A_{ms} = e \times b_2 = 0,95 \times 130 = 123,5mm^2 \quad (36)$$

Onde

$e$  representa a espessura da fôrma de aço.

Abaixo temos a força proporcionada por cada componente da fôrma de aço.

Mesa inferior:

$$F_{mi} = A_{mi} f_y K_{y,\theta_{mi}} = 123,5 \times 280 \times 0,091 = 3,135kN \quad (37)$$

Alma:

$$F_a = A_a f_y K_{y,\theta_a} = 104,2 \times 280 \times 0,152 = 4,434kN \quad (38)$$

Mesa superior:

$$F_{ms} = A_{ms} f_y K_{y,\theta_{ms}} = 123,5 \times 280 \times 0,211 = 7,298kN \quad (39)$$

Onde

$f_y$  é a resistência ao escoamento do aço

A força total da fôrma de aço é a soma das forças de cada componente.

$$F_f^+ = F_{ms} + F_a + F_{mi} = 3,135 + 4,434 + 7,298 = 14,867kN \quad (40)$$

O ponto de atuação da força resultante da Equação 40 pode ser determinado através de uma média ponderada das forças de cada componente da fôrma como explicado na Figura 5. Nesse caso temos a força resultante atuando em uma distância de 32mm em relação a face da laje exposta ao incêndio.

O próximo passo é determinar a linha neutra, para isso precisamos determinar a altura de concreto comprimido da seção transversal devido a atuação da força resultante da fôrma de aço, explicado na Figura 6. Utilizaremos a Tabela 3, Tabela 4 e a Figura 3 para determinar a temperatura nas camadas de concreto no TRRF de 60 minutos, obter o fator de redução e determinar a resistência do concreto em situação de incêndio. A primeira camada analisada é a que possui altura superior à 80mm, como a laje possui altura efetiva de 125mm, teremos uma camada de 45mm, contando da parte da face não exposta ao incêndio da laje, com temperatura 100°C.

Dessa forma, temos para o concreto o seguinte fator de redução:

$$\text{Mesa inferior: } \theta_c = 100,0^\circ\text{C} \rightarrow K_{c,\theta} = 1,000$$

A força proporcionada pela camada de concreto deve ser igual à força proporcionada pelo aço, assim:

$$F_{conc} = 0,85 f_{ck} K_{c,\theta} (b_1 + b_2) y_p = F_{aço} \quad (41)$$

$$0,85 \times 20 \times 1,000 \times (175 + 130) y_p = 14,827$$

$$y_p = 2,87\text{mm}$$

Onde

$y_p$  é a altura da linha neutra

A camada com temperatura de 100°C apresentava espessura de 45mm, mas apenas foi necessário utilizar 2,87mm de altura dessa camada para igualar a força do aço.

Em posse do ponto de atuação da força resultante da fôrma de aço e da linha neutra, podemos determinar a distância de atuação entre as forças do aço e do concreto, que formam um binário.

$$z = t_c + h_f - \frac{y_p}{2} - 32 \quad (42)$$

$$z = 100 + 50 - \frac{2,87}{2} - 32 = 116,57\text{mm}$$

Com a distância do binário podemos determinar o momento plástico da seção de acordo com a Equação 12 ou Equação 13. Utilizaremos a Equação 12, dessa forma:

$$M_{fi,Rd}^+ = F_R^+ z = 14,827 \times 116,57 = 1,73\text{kNm} \quad (43)$$

Portanto esse é o valor do momento máximo suportado pela laje analisada em situação de incêndio para um TRRF de 60 minutos. De acordo com a tabela do Fabricante 2, a laje mista de altura total 150mm, altura de fôrma de 50mm, espessura de 0,95mm com vão entre apoios de 2000mm consegue suportar seu peso próprio de 3,04kN/m<sup>2</sup> e uma sobrecarga de 15,08kN/m<sup>2</sup>.

Para a faixa analisada essa sobrecarga distribuída sobre a laje pode ser representada por uma carga linear, basta multiplicar pela largura da faixa da laje.

$$q_{fi,d} = (3,04 + 15,08)(b_1 + b_2) = (3,04 + 15,08)(175 + 130) = 5,53 \text{ kN/m} \quad (44)$$

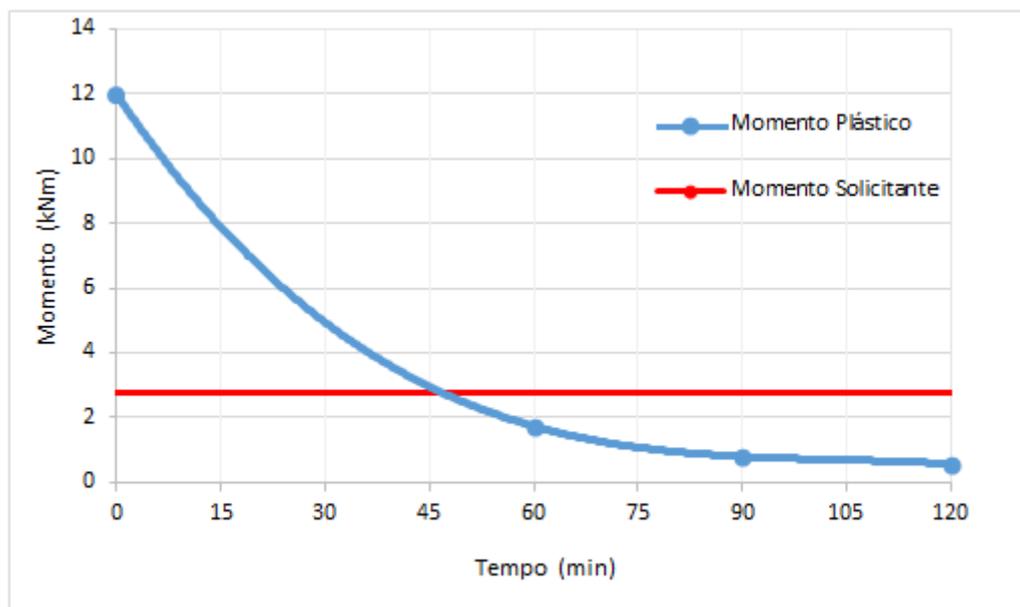
Para a laje ser aprovada em situação de incêndio é necessário que satisfaça a Equação 28.

$$M_{fi,Rd}^+ \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8} \quad 1,73\text{kNm} \geq 5,53 \frac{2^2}{8} = 2,76\text{kNm} \quad (45)$$

Portanto, a laje mista não satisfaz a equação e não possuiria capacidade para suportar esses esforços por 60 minutos de acordo com a ABNT NBR 14323:2013. Consequentemente, essa laje também não será aprovada para os TRRF de 90 e 120 minutos.

Mesmo assim, a análise para esses tempos foi realizada e na figura abaixo pode ser visto o momento de plastificação e o momento solicitante da laje de acordo com o tempo. Para o método simplificado, só é possível obter as resistências para os tempos de 60, 90 e 120 minutos. Esses três pontos, junto com o momento de plastificação da seção em temperatura ambiente são utilizados para realizar uma interpolação polinomial do 3º grau para prever o comportamento da função momento de plastificação x tempo.

Figura 25 - Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio sem armadura adicional



Fonte: O autor (2021)

Na Figura 25 podemos observar o momento de falha da laje steel deck em situação de incêndio, esse momento ocorre no encontro das curvas do momento solicitante com o momento plástico, com tempo um pouco superior aos 45 minutos. Esse tempo pode ser, na realidade, diferente, pois, a ABNT NBR 14323:2013 não fornece meios de obter a temperatura para o TRRF de 30 minutos.

Sem a capacidade resistente aos 30 minutos a forma como a curva foi determinada, através de interpolação polinomial, pode apresentar um comportamento diferente da realidade. Mesmo assim, através da curva foi determinado a capacidade resistente da laje em situação de incêndio e comparada com o momento solicitante.

De todas as lajes mistas testadas em situação de incêndio apenas três apresentaram resistência ao fogo superior a 60 minutos para as cargas solicitadas. Isso ocorreu porque o fabricante limitou as sobrecargas máximas nas lajes a  $20\text{kN/m}^2$ , não sendo, na realidade, a carga que ocasionaria a falha na laje em temperatura ambiente. Os resultados da capacidade resistente das lajes podem ser vistos no Apêndice B.

## 4.2 ANÁLISE COM ARMADURA POSITIVA ADICIONAL

Essa análise através do método simplificado ocorre de forma análoga à mostrada anteriormente com exceção da adição de uma armadura positiva longitudinal de 8mm de diâmetro localizado no centro da nervura da laje.

Nesse caso, a força total de tração será ocasionada pela fôrma de aço e pela armadura adicional. A força gerada pela fôrma de aço já foi obtida, para determinar a força proporcionada pela armadura adicional será utilizada a Equação 3 os parâmetros dessa equação podem ser obtidos na Tabela 5. No caso para o tempo de 60 minutos, temos:

$$\theta_s = c_0 + c_1 \left( \frac{u_{f3}}{h_f} \right) + c_2 z + c_3 \frac{A}{L_r} + c_4 \alpha + c_5 \frac{1}{b_2}$$

$$\theta_s = 1191 - 250 \left( \frac{u_{f3}}{50} \right) - 240 \times 2,27 - 5,01 \frac{A}{L_r} + 1,04 \times 65,8 - 925 \frac{1}{130} = 422^\circ C \quad (46)$$

Onde, o parâmetro  $A/L_r$  já foi obtido anteriormente, o  $z$  pode ser obtido através da Equação 4 de acordo com a Figura 4. Para a barra adicional localizada exatamente no centro da nervura da laje analisada, temos:

$$u_{f1} = 69,53mm$$

$$u_{f2} = 69,64mm$$

$$u_{f3} = 25,00mm$$

$$\frac{1}{z} = \frac{1}{\sqrt{69,53}} + \frac{1}{\sqrt{69,64}} + \frac{1}{\sqrt{25}} = 2,27mm \quad (47)$$

O parâmetro  $\alpha$  pode ser obtido de acordo com a Equação 6

$$\alpha = \arctan \left( \frac{2 \times 50}{175 - 130} \right) = 65,8^\circ \quad (48)$$

Em posse da temperatura da armadura adicional, podemos utilizar a Tabela 6 para determinar o fator de redução da resistência de escoamento do aço devido à temperatura. Para valores de temperatura intermediários dos encontrados na tabela deve ser realizada uma interpolação linear.

Dessa forma, temos para a armadura adicional:

$$\theta_s = 422^\circ C \rightarrow k_{s,\theta} = 0,951$$

É necessário conhecer a área de aço de cada parte da fôrma, assim:

$$A_s = \frac{\pi D^2}{4} = \frac{\pi \times 8^2}{4} = 50,3mm^2 \quad (50)$$

Onde

D representa o diâmetro da barra adicional.

Abaixo temos a força proporcionada pela barra adicional em situação de incêndio

$$F_s^+ = f_y A_s k_{s,\theta} = 500 \times 50,3 \times 0,951 = 23,909kN \quad (51)$$

Assim, a atuação da nova força modifica a posição de atuação da força resultante.

$$F_R^+ = F_f^+ + F_s^+ = 14,867 + 23,909 = 38,777kN \quad (52)$$

O ponto de atuação da força resultante da Equação 52 é determinado através de uma média ponderada das forças de cada componente da fôrma e a força da armadura adicional. Nesse caso temos a força resultante atuando em uma distância de 27,68mm em relação à face exposta da laje.

Com a força de proporcionada pelo aço deve ser igual à proporcionada pelo concreto determinamos a altura da linha neutra.

$$y_p = 7,48mm$$

Em posse do ponto de atuação da força resultante da fôrma de aço e da linha neutra, podemos determinar a distância de atuação entre as forças do aço e do concreto, que formam um binário.

$$z = t_c + h_f - \frac{y_p}{2} - 32 \quad (53)$$

$$z = 100 + 50 - \frac{7,48}{2} - 27,68 = 118,58mm$$

Com a distância do binário podemos determinar o momento plástico da seção de acordo com a Equação 12 ou Equação 13. Utilizaremos a Equação 12, dessa forma:

$$M_{fi,Rd}^+ = F_R^+ z = 14,827 \times 118,58 = 4,60kNm \quad (54)$$

A carga linear atuante na faixa da laje analisada continua a mesma. Para a laje ser aprovada em situação de incêndio é necessário que satisfaça a Equação 28.

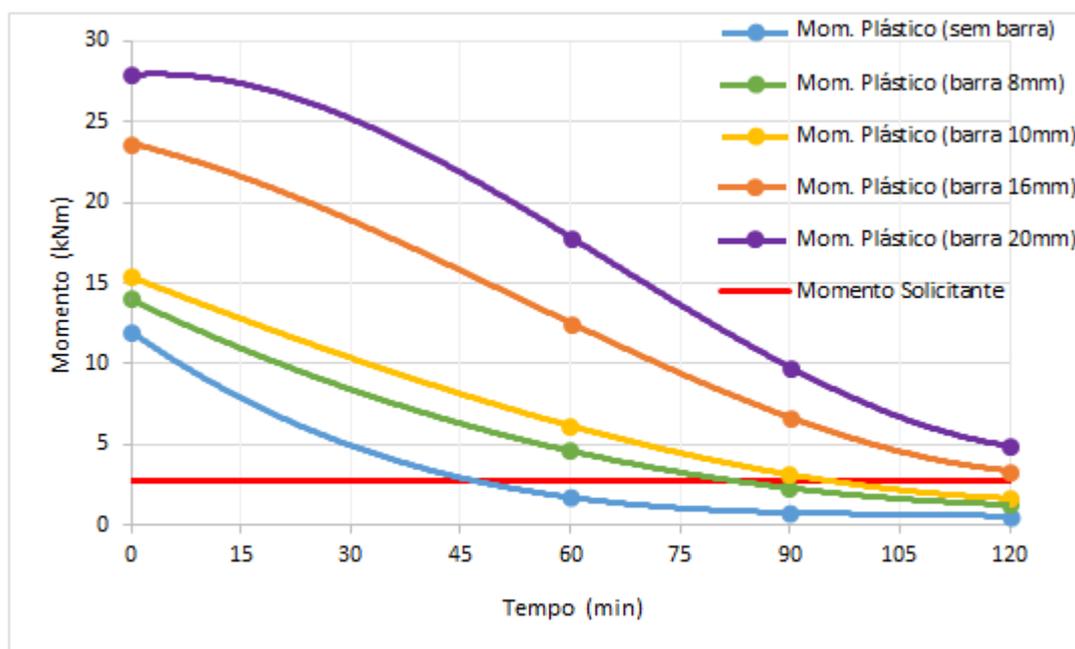
$$M_{fi,Rd}^+ \geq q_{fi,d} \frac{L^2}{8} \quad 4,60kNm \geq 5,53 \frac{2^2}{8} = 2,76kNm \quad (55)$$

Portanto, a laje mista satisfaz a equação e possuiria capacidade para suportar esses esforços por 60 minutos de acordo com a ABNT NBR 14323:2013. De maneira análoga, a análise para os tempos de 90 e 120 foi realizada e na figura abaixo pode ser visto o momento solicitante e o momento de plastificação da laje sem armadura adicional, com armadura adicional de 8mm, 10mm, 16mm e 20mm de diâmetro versus tempo.

É observado que a adição de armadura positiva influencia bastante no comportamento da laje em situação de incêndio, a laje com armadura de diâmetro de 8mm conseguiu resistir por volta do 85min, com armadura de diâmetro de 10mm suportou o fogo por 95 minutos, já para as armaduras de 16mm e 20mm o momento solicitado não foi atingido nos 120 minutos analisados.

A armadura positiva proporciona uma força de tração maior que a da fôrma em situação de incêndio, mesmo possuindo uma menor área de aço total, isso pode ser atribuído ao fato da resistência de escoamento ser maior e da barra de aço alcançar menores temperaturas, uma vez que, está protegida pelo concreto.

Figura 26 - Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com e sem armadura positiva adicional



Fonte: O autor (2021)

Os resultados das análises da capacidade resistente dos catálogos de ambos os fabricantes com a armadura adicional positiva de 8mm pode ser observada no Apêndice B.

Enquanto apenas três lajes foram aprovadas para um TRRF de 60 minutos para a análise sem armadura adicional, isso porque houve um limite na sobrecarga máxima aplicada pelo fabricante, todas as lajes analisadas com armadura positiva adicional de 8mm foram aprovadas para um TRRF de 60 minutos, diversas foram aprovadas para o TRRF de 90 minutos, mas mesmo com a barra adicional de 8mm nenhuma laje conseguiu suportar um TRRF de 120 minutos.

Esses resultados, de acordo com a ABNT NBR 14323:2013, ressaltam a importância do uso de armadura positiva adicional. Essa armadura extra, inicialmente desnecessária e um gasto a mais de recursos, de acordo com o dimensionamento em temperatura ambiente, em uma possível situação de incêndio pode suportar por um tempo extra o colapso da estrutura e garantir uma evacuação completa do local.

Vale ressaltar que algumas lajes com armadura positiva adicional, foram aprovadas no critério de capacidade resistente, mas falharam no critério de isolamento térmico para o TRRF indicado e os resultados devem ser comparados para que a laje atenda ambos requisitos.

Tabela 10 - Tempo de Resistência ao Fogo com e sem barras adicionais

<b>Barra (mm)</b>	<b>Área de aço (mm<sup>2</sup>)</b>	<b>Tempo de Resistência ao Fogo (min)</b>
Sem barra	0	46
8	50,3	82
10	78,5	95
16	201,1	>120
20	314,2	>120

Fonte: O autor (2021)

Da Tabela 10 e da Figura 26 podemos observar que o aumento do diâmetro da barra proporciona, conseqüentemente, um aumento no tempo de resistência ao fogo. Esse aumento não é proporcional mas segue uma tendência com o aumento da área de aço pois as temperaturas para o a barra de aço se mantem constante para os mesmos tempos, porém o aumento da área de aço modifica a posição da atuação da força resultante do aço, necessita mais concreto em compressão, modificado a posição da linha neutra do aço e, conseqüentemente, a distância entre o binário.

### 4.3 ANÁLISE DE OUTRAS VARIÁVEIS

Anteriormente foi realizado uma análise com a variação da armadura longitudinal positiva e observado o comportamento em situação de incêndio. Outras variáveis também podem afetar o desempenho da laje em SI. Apesar de outros pesquisadores já terem realizado esses tipos de testes, alguns acabam se contradizendo e chegando a resultados diferentes, como no caso de Guo (2012) e Santos (2014), onde um afirma que o aumento da espessura da fôrma de aço não influencia na resistência ao incêndio enquanto o outro afirma o contrário.

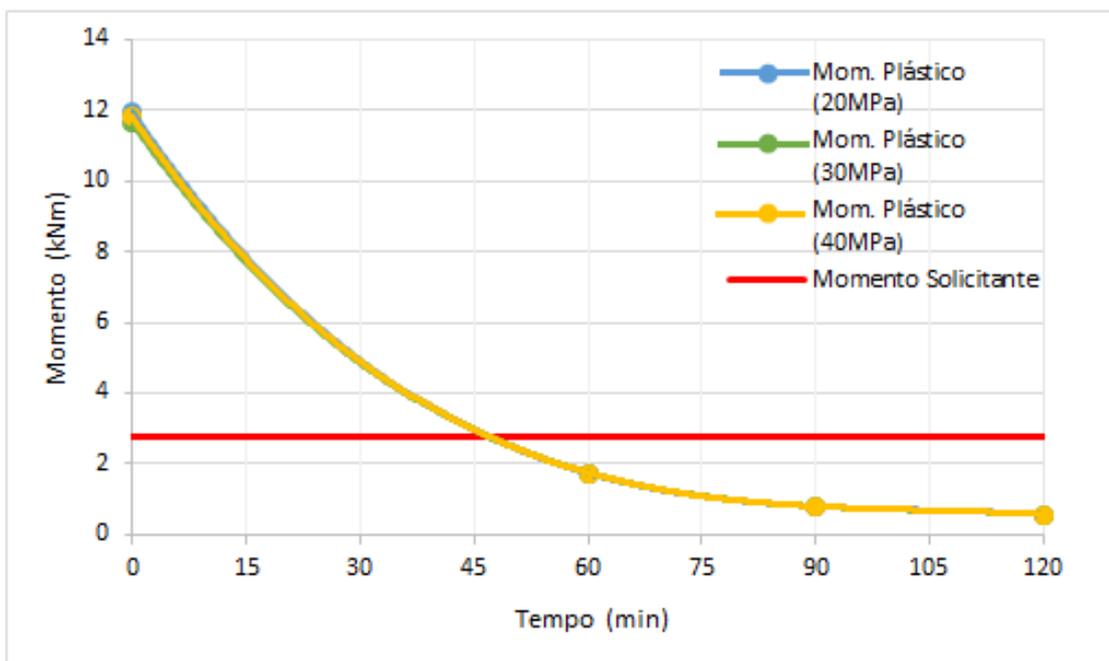
Essa análise tem como objetivo esclarecer a divergência dos resultados dos pesquisadores e determinar quais as variáveis mais importantes no dimensionamento da laje mista exposta ao fogo de acordo com a ABNT NBR 14323:2013.

#### 4.3.1 Variação da resistência à compressão do concreto

Os fabricantes das fôrmas de aço recomendam a utilização de um  $f_{ck}$  mínimo para o concreto, dessa forma diversos valores de resistência à compressão do concreto podem ser utilizados. Para saber a influência do  $f_{ck}$  do concreto na resistência da laje mista em situação de incêndio será testado uma mesma laje com três valores diferentes de  $f_{ck}$ : 20, 30 e 40 MPa. A laje escolhida é a mesma utilizada anteriormente para a demonstração sem a utilização de armadura positiva adicional.

O critério de isolamento térmico não depende da resistência à compressão do concreto, apenas da altura efetiva da laje, mantendo-se constante e com um TRRF de 120 minutos, como visto anteriormente. Para o critério de capacidade resistente, podemos observar as curvas de resistência da laje em situação de incêndio para os três valores de  $f_{ck}$  analisados.

Figura 27 - Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com variação do fck



Fonte: O autor (2021)

Da Figura 27 podemos observar que o aumento do fck do concreto não apresenta influência significativa na resistência da laje em situação de incêndio. Na verdade, o aumento da resistência à compressão do concreto não apresenta uma grande mudança na resistência da laje em temperatura ambiente, isso é causado devido ao fato da laje não apresentar grande altura.

O aumento do fck diminui a altura da linha neutra, sendo necessário menos concreto para resistir à força de tração máxima proporcionada pelo aço, a diminuição da linha neutra, aumenta, por consequência, a distância do binário e proporciona uma maior resistência. Porém, nesse caso a redução da parte comprimida do concreto é pequena e não apresenta grande aumento na distância do binário, em situação de incêndio a redução fica ainda menor, uma vez que a resistência proporcionada pelo aço reduz bastante com o aumento da temperatura.

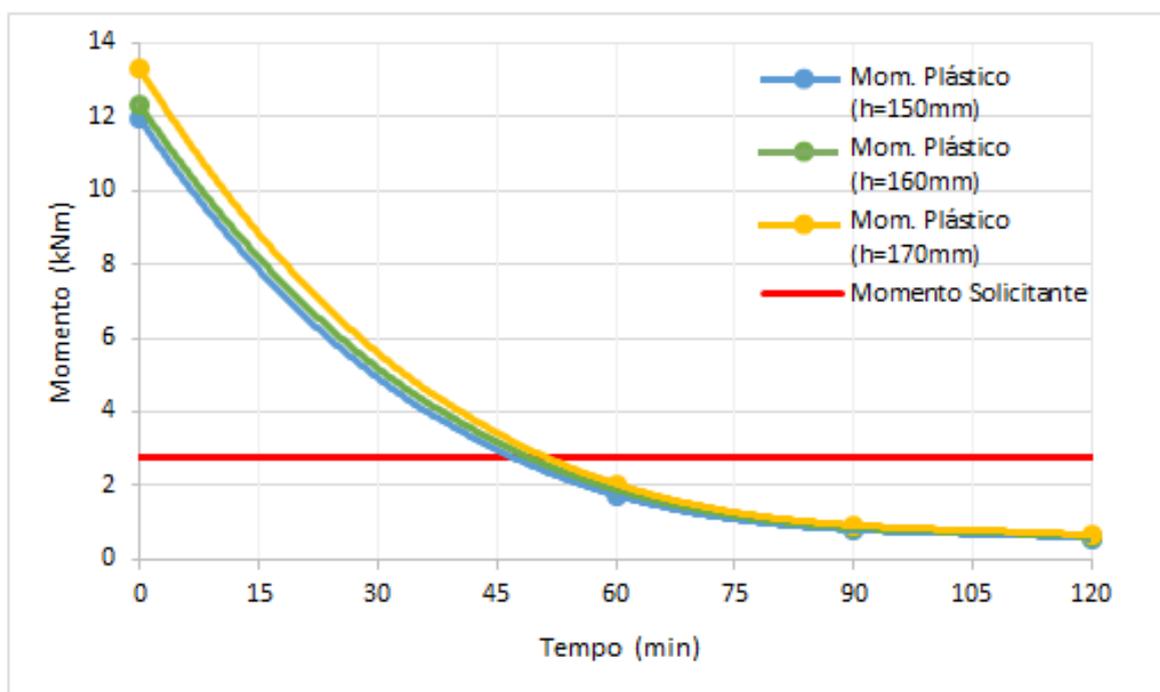
### 4.3.2 Variação da altura total da laje

Esse item avalia o desempenho de 3 lajes com todos os parâmetros constantes exceto a cama de concreto acima da fôrma. Para isso, utilizaremos a laje demonstrada em 4.1 e mais duas lajes com altura total de 160mm e 170mm. De acordo com os fabricantes, quanto maior a altura das lajes maior será a capacidade de resistir aos esforços, então para comparação será aplicada a mesma carga nas três lajes e será a carga máxima que pode ser aplicada, de acordo com o fabricante, na laje mista de 150mm.

De acordo com o critério de isolamento térmico, as 3 lajes apresentam capacidade para suportar um TRRF de 120 minutos. Para o critério de capacidade resistente, podemos observar as curvas de resistência da laje com altura variadas em situação de incêndio na Figura 28.

Assim, pode-se perceber que o aumento da camada de concreto da laje mista apresenta um pequeno ganho de resistência em situação de incêndio. Uma diferença de 20mm na laje acrescentou certa de 5 minutos para atingir o tempo de colapso, porém com a continuação do incêndio, TRRF acima de 90 minutos, essa diferença acaba sendo irrelevante.

Figura 28 - Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com variação da altura da laje



Fonte: O autor (2021)

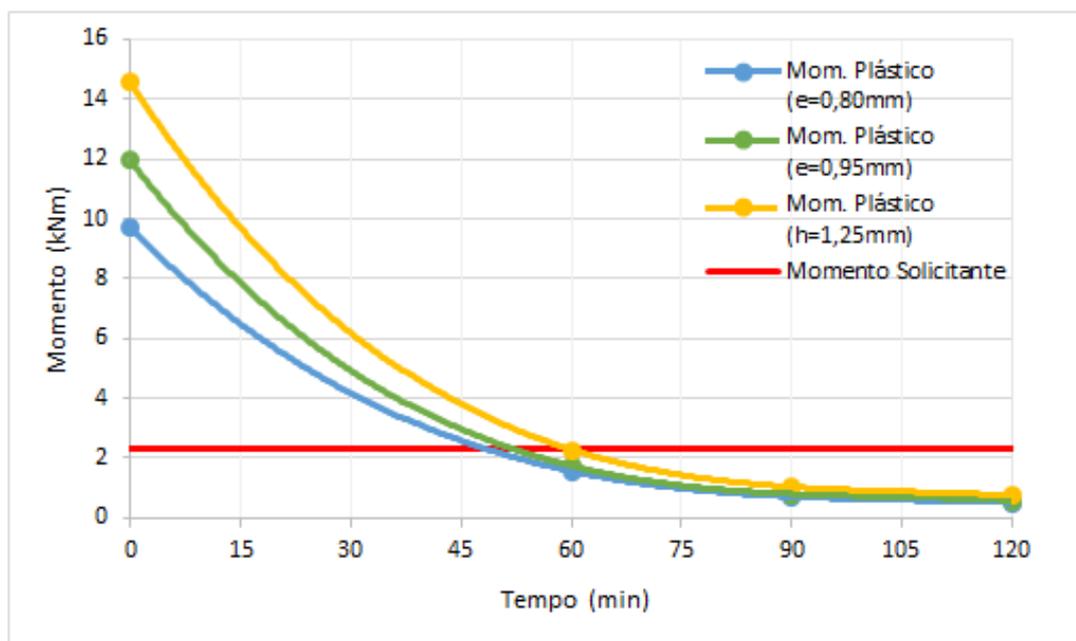
### 4.3.3 Variação da espessura da fôrma de aço

Nesse caso será avaliado o desempenho de três lajes com diferentes espessuras da fôrma de aço: 0,80mm, 0,95mm e 1,25mm. Todos os demais parâmetros são mantidos constantes de acordo com a laje apresentada em 4.1. Segundo os fabricantes, quanto mais espessa a fôrma de aço maior será a capacidade de resistir aos esforços, então para comparação será aplicada a mesma carga nas três lajes e será a carga máxima que pode ser aplicada, de acordo com o fabricante, na laje mista de espessura 0,80mm.

O critério de isolamento térmico é o mesmo para as três lajes pois não há variação de altura total, assim o TRRF é de 120 minutos. Para o critério de capacidade resistente, podemos observar as curvas de resistência das lajes com espessura variadas em situação de incêndio na Figura 29.

O ganho de resistência com o aumento da espessura da fôrma é bem mais expressivo do que o aumento do  $f_{ck}$  do concreto ou da altura da laje, variando a espessura de 0,80mm para 1,25mm foi possível prolongar o colapso da estrutura por mais ou menos 13 minutos. Para TRRF mais elevados essa diferença de espessura acaba perdendo a influência, isso ocorre, pois, a resistência proporcionada pelo aço reduz de forma excessiva.

Figura 29 - Comportamento da resistência da laje em situação de incêndio com variação da espessura da fôrma de aço



Fonte: O autor (2021)

## 5 AVALIAÇÃO DAS LAJES MISTAS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO DE ACORDO COM O MÉTODO AVANÇADO

Métodos avançados, de acordo com a ABNT NBR 14323:2013, são métodos numéricos de dimensionamento que proporcionam uma avaliação realística da estrutura e do cenário de incêndio e podem ser usados para elementos individuais, subconjuntos ou estruturas completas. Esse método deve apresentar resultados confiáveis com relação ao comportamento físico da estrutura analisada em situação de incêndio.

O objetivo desse capítulo é avaliar por um método numérico as mesmas lajes dos Fabricantes 1 e 2 analisadas anteriormente através do método simplificado e comparar os resultados.

A análise numérica será realizada através de um modelo tridimensional, não linear, em elementos finitos, utilizando o *software* Abaqus visto à comprovação de resultados confiáveis quando devidamente calibrado. A análise será realizada de forma sequencial, térmica seguida de mecânica e, em ambos os modelos serão utilizados elementos finitos tridimensionais de ordem quadrática com 20 nós.

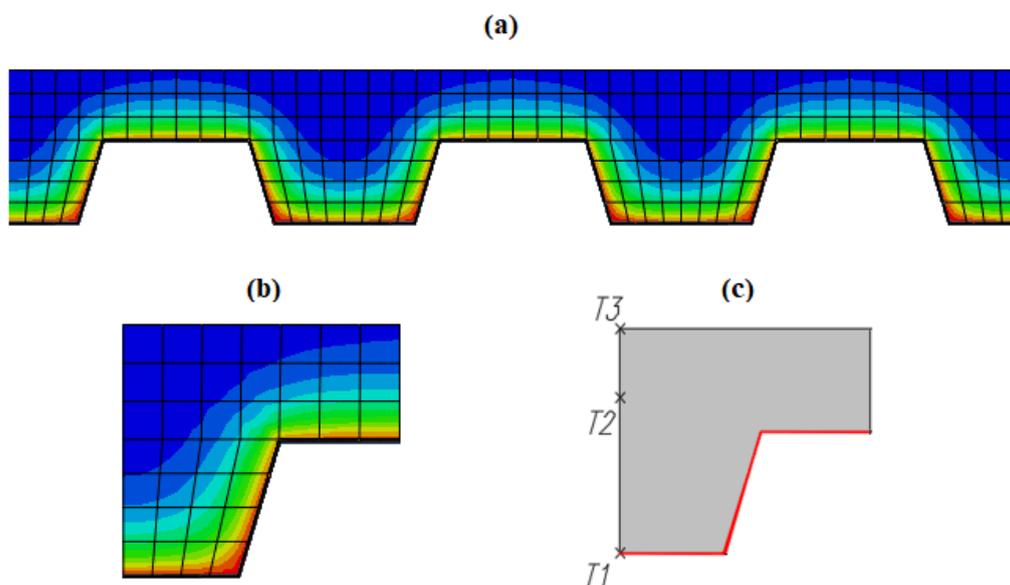
As análises realizadas no presente trabalho são uma continuação dos estudos iniciados por Sousa em 2018. Primeiramente, os modelos elaborados por Sousa serão recriados e, em sequência, aprimorados, visando alcançar melhores resultados. Para isso, serão testados interfaces entre o aço e concreto, melhores maneiras de representar o fenômeno na água livre no concreto e como considerar os efeitos do deslocamento e galvanização da fôrma de aço.

### 5.1 ANÁLISE DO COMPORTAMENTO DA TEMPERATURA NA LAJE COMPLETA E EM MEIA NERVURA

Como visto anteriormente, diversos autores realizaram as análises térmicas utilizando apenas meia nervura. Esse é um artifício para diminuir esforço e tempo nas operações computacionais. Uma vez que, ao utilizar meia nervura na modelagem, os pontos de temperatura que serão comparados com o modelo experimental, encontram-se no contorno da meia nervura faz-se necessário observar se existe alguma descontinuidade nos valores das temperaturas obtido através do modelo numérico simplificado e comparar os valores das temperaturas obtidos com o modelo de uma laje completa, onde os pontos analisados se encontram no domínio.

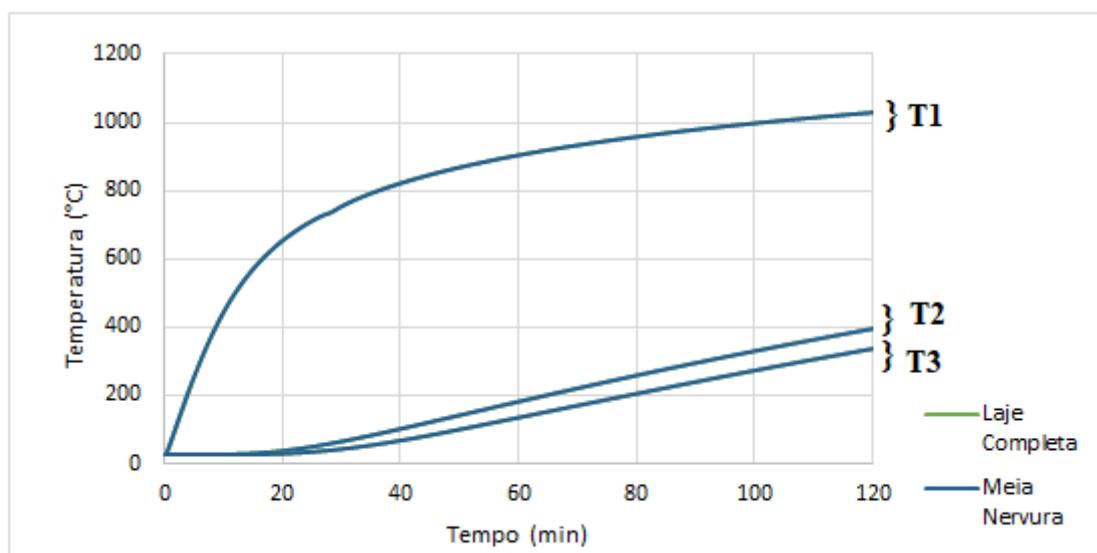
Na Figura 31 são mostrados os resultados para os dois modelos analisados de acordo com a localização dos pontos onde foram medidas as temperaturas, pode-se observar que independente do ponto estar localizado no domínio ou no contorno, os dois modelos apresentaram convergência de resultados. Dessa forma, seria interessante utilizar o modelo com apenas meia nervura, pois, obtém o mesmo resultado com um menor esforço computacional.

Figura 30 - (a) Campo térmico do modelo numérico da laje completa; (b) Campo térmico do modelo numérico meia nervura; (c) Localização dos pontos de medição



Fonte: O autor (2021)

Figura 31 - Comparação dos resultados da temperatura nos pontos analisados para o modelo da laje completa e meia nervura



Fonte: O autor (2021)

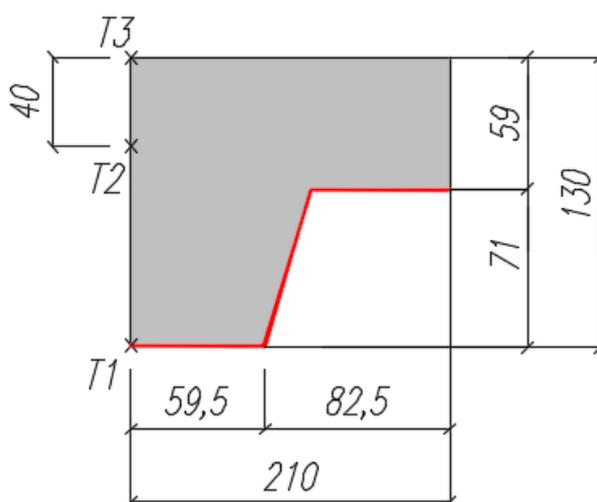
## 5.2 INFLUÊNCIA DA MALHA DE ELEMENTOS FINITOS

As dimensões escolhidas para a malha de elementos finitos nos campos térmicos podem trazer diferença de resultados, dessa forma, faz-se necessário analisar se há convergência.

Caso não haja diferença nos resultados, significa que o modelo converge e não há necessidade de um maior refinamento da malha.

Para isso, foi modelado a seção transversal da laje, cujas dimensões e a localização dos pontos onde foram feitas as medições da temperatura podem ser observadas abaixo. Foram testadas três malhas de elementos finitos. Malha 1: dimensões médias de 5mm; Malha 2: dimensões médias de 10mm; e Malha 3: dimensões médias de 20mm. Como pode ser visto nas Figura 32 e Figura 33.

Figura 32 – Dimensões da laje e localização dos pontos das medições: T1, T2 e T3

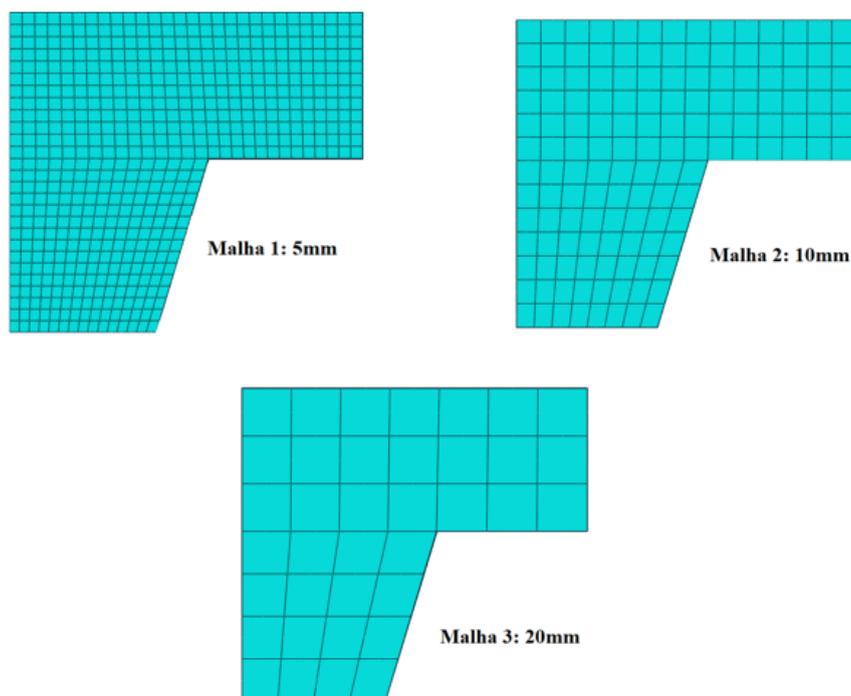


Fonte: O autor (2021)

Na Figura 34 são mostrados os resultados para as opções de malhas de acordo com a localização dos pontos onde foram medidas as temperaturas, pode-se observar que independente do ponto, as três malhas apresentaram convergência de resultados. Dessa forma, seria interessante utilizar a malha com um menor grau de discretização, pois, seria obtido o mesmo resultado com um menor esforço computacional. Porém, deve-se evitar malhas com grau de discretização reduzido o método de elementos finitos pode conduzir a resultados irreais dos campos térmicos (redução da temperatura com o tempo de exposição), podendo obter até valores negativos de temperatura para tempos iniciais de aquecimento (Santos, 2012).

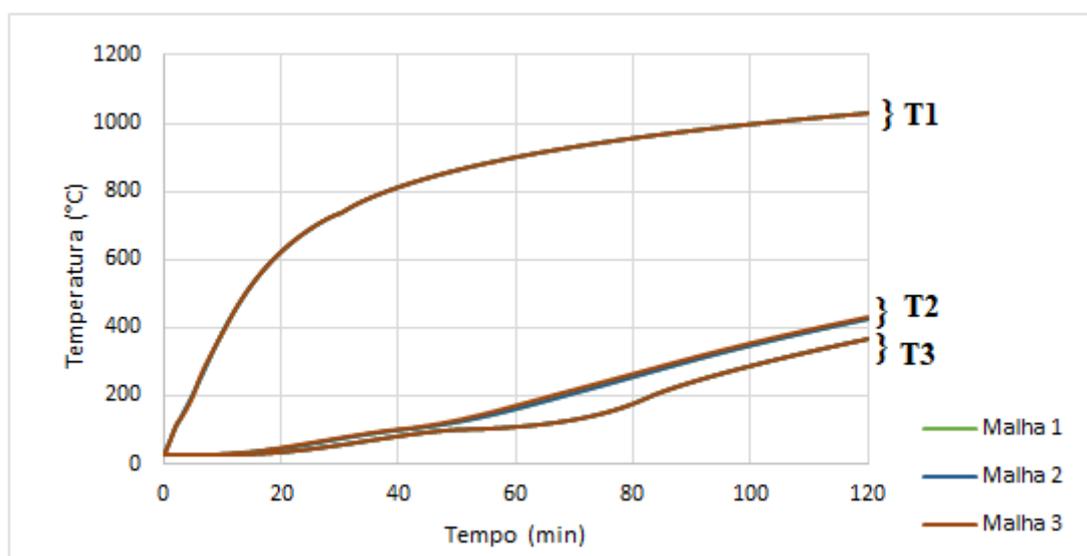
Assim, para as análises que serão realizadas será utilizado os elementos finitos com dimensões médias de acordo com a Malha 1: 5mm. Apesar de ser uma malha mais refinada, por se tratar de modelos térmicos, não apresenta um grande esforço computacional e apresenta boas dimensões para convergência dos problemas termomecânicos que serão realizados em sequência.

Figura 33 - Malhas de elementos finitos analisadas



Fonte: O autor (2021)

Figura 34 – Comparação dos resultados da temperatura nos pontos analisados para diferentes malhas de elementos finitos



Fonte: O autor (2021)

### 5.3 PROPRIEDADES DOS MATERIAIS

O modo como algumas propriedades do aço e do concreto se comportam em situação de incêndio foram retratadas anteriormente para realizar a avaliação do método simplificado. O comportamento de outras propriedades desses materiais em função da temperatura é necessário para corresponder às equações que regem o problema e atingir os resultados através do método avançado.

#### 5.3.1 Módulo de elasticidade do concreto

O módulo de elasticidade do concreto em temperatura elevada,  $E_{c,\theta}$ , pode ser calculado multiplicando o módulo de elasticidade do concreto em temperatura ambiente,  $E_c$ , pelo fator de redução,  $k_{E,\theta}$ , dado na Tabela 11.

Tabela 11 - Valores da relação  $k_{E,\theta} = E_{c,\theta}/E_c$  para concretos de massa específica normal preparados com agregados predominantemente silicosos

Temperatura do concreto (°C)	$k_{E,\theta}$
20	1,00
100	1,00
200	0,95
300	0,85
400	0,75
500	0,60
600	0,45
700	0,30
800	0,15
900	0,08
1000	0,04
1100	0,01
1200	0,00

Fonte: Adaptado da ABNT NBR15200:2004

#### 5.3.2 Condutividade térmica do concreto

De acordo com o (EUROCODE 2 PART 1-2, 2004), a condutividade térmica do concreto pode ser determinada entre os limites inferiores e superiores determinados através das Equações 5.1 e 5.2, respectivamente, unidades em W/m°C.

$$\lambda_{c,inf} = 1,36 - 0,136 \left( \frac{\theta}{100} \right) + 0,0057 \left( \frac{\theta}{100} \right)^2 \quad (56)$$

$$\lambda_{c,sup} = 2 - 0,2451 \left( \frac{\theta}{100} \right) + 0,0107 \left( \frac{\theta}{100} \right)^2 \quad (57)$$

Onde,

$\theta$  é a temperatura em °C.

### 5.3.3 Calor específico do concreto

De acordo com a (ABNT NBR 15200, 2012) e o (EUROCODE 2 PART 1-2, 2004), o calor específico de um concreto seco pode ser determinado através das Equações 58 a 62, unidade em J/kg °C.

$$C_p(\theta) = 900, \quad \text{se } 20^\circ\text{C} \leq \theta \leq 100^\circ\text{C} \quad (58)$$

$$C_p(\theta) = C_{p,pico}, \quad \text{se } 100^\circ\text{C} < \theta \leq 115^\circ\text{C} \quad (59)$$

$$C_p(\theta) = C_{p,pico} - \left( \frac{C_{p,pico} - 1000}{86} \right) (\theta - 115), \quad \text{se } 115^\circ\text{C} < \theta \leq 200^\circ\text{C} \quad (60)$$

$$C_p(\theta) = 900 + \frac{\theta}{2}, \quad \text{se } 200^\circ\text{C} < \theta \leq 400^\circ\text{C} \quad (61)$$

$$C_p(\theta) = 1100, \quad \text{se } 400^\circ\text{C} < \theta \leq 1200^\circ\text{C} \quad (62)$$

Onde,

$C_{p,pico}$  é o valor do calor específico por unidade de massa do concreto, em função da umidade de equilíbrio do concreto e da temperatura  $\theta$ , pode ser obtido na Tabela 12.

Tabela 12 – Valor de pico do calor específico do concreto

$C_{p,pico}$ (J/kg°C)	Umidade (%) em peso de concreto
900	0
1470	1,5
1875	2
2020	3
2750	4
5600	10

Fonte: Adaptado da EN 1992-1-2:2004

Valores intermediários podem ser obtidos por interpolação linear.

O valor de pico do calor específico é uma forma de representar numericamente a evaporação da água presente no concreto. Dessa forma, ao alcançar 100°C, praticamente toda a energia proveniente do incêndio será utilizada para a evaporação da água livre, mantendo constante a temperatura na microestrutura do concreto.

Normalmente as estruturas mistas de aço e concreto apresentam teor de umidade  $4\% < U(\%) \leq 10\%$ .

### 5.3.4 Expansão térmica do concreto

De acordo com a (ABNT NBR 15200, 2012), a expansão térmica do concreto de agregados silicosos é calculado pelas Equações 63 e 64.

$$\frac{\Delta l}{l} = 9 \times 10^{-6} \theta + 2,3 \times 10^{-11} \theta^3 - 1,8 \times 10^{-4}, \quad \text{se } 20^\circ\text{C} \leq \theta < 700^\circ\text{C} \quad (63)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 14 \times 10^{-3}, \quad \text{se } 700^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C} \quad (64)$$

Onde,

$\Delta l$  é o alongamento do elemento de concreto de densidade normal provocado pela temperatura;

$l$  é o comprimento da peça de concreto de densidade normal a 20 °C;

$\theta$  é a temperatura do concreto, em graus Celsius.

A norma também permite, de forma simplificada, a relação entre o alongamento específico do concreto de densidade normal e a temperatura pode ser considerada constante, de acordo com a Equação 65.

$$\frac{\Delta l}{l} = 18 \times 10^{-3} (\theta - 20) \quad (65)$$

### 5.3.5 Densidade do concreto

Com o aumento da temperatura a densidade do concreto sofre uma pequena redução, inicialmente, causada pela evaporação da água livre e, em seguida, pelo aumento do volume devido à expansão térmica.

De acordo com a (ABNT NBR 15200, 2012) e o (EUROCODE 2 PART 1-2, 2004), a variação da densidade com a temperatura pode ser obtida de acordo com as equações abaixo, unidade em kg/m<sup>3</sup>.

$$\rho_{\theta} = \rho, \quad \text{se } 20^{\circ}\text{C} \leq \theta \leq 115^{\circ}\text{C} \quad (66)$$

$$\rho_{\theta} = \rho \left( 1 - 0,02 \left( \frac{\theta - 115}{85} \right) \right), \quad \text{se } 115^{\circ}\text{C} < \theta \leq 200^{\circ}\text{C} \quad (67)$$

$$\rho_{\theta} = \rho \left( 0,98 - 0,03 \left( \frac{\theta - 200}{200} \right) \right), \quad \text{se } 200^{\circ}\text{C} < \theta \leq 400^{\circ}\text{C} \quad (68)$$

$$\rho_{\theta} = \rho \left( 0,95 - 0,07 \left( \frac{\theta - 400}{800} \right) \right), \quad \text{se } 400^{\circ}\text{C} < \theta \leq 1200^{\circ}\text{C} \quad (69)$$

Onde,

$\rho$  é densidade do concreto à temperatura ambiente, equivalente a 2400kg/m<sup>3</sup>;

$\rho_{\theta}$  é a densidade do concreto em função da temperatura  $\theta$ .

Tem sido observado que o uso dessas equações acarreta uma redução de até 12% da densidade do concreto. Na prática, não é isso que ocorre, estudos mostram que a redução da densidade do concreto para elevadas temperaturas é na ordem de 100 kg/m<sup>3</sup>. Além disso, a variação da densidade com a elevação da temperatura não apresenta grande influência sobre as propriedades térmicas do concreto.

Devido a esse fato, diversos autores e pesquisadores consideram a densidade constante e igual ao seu valor em temperatura ambiente.

### 5.3.6 Módulo de elasticidade do aço

O módulo de elasticidade do aço em temperatura elevada,  $E_\theta$ , pode ser calculada multiplicando a resistência do concreto em temperatura ambiente,  $E$ , pelo fator de redução,  $k_{E,\theta}$ , dado na Tabela 13.

Tabela 13 - Fator de redução do módulo de elasticidade do aço  $K_{E,\theta} = E_\theta / E$

Temperatura do aço (°C)	$k_{E,\theta}$
20	1,000
100	1,000
200	0,900
300	0,800
400	0,700
500	0,600
600	0,310
700	0,130
800	0,090
900	0,068
1000	0,045
1100	0,023
1200	0,000

Fonte: Adaptado da ABNT NBR14323:2013

### 5.3.7 Condutividade térmica do aço

De acordo com a (ABNT NBR 14323, 2013) e o (EUROCODE 4 PART 1-2, 2005), a condutividade térmica do aço,  $\lambda_a$ , pode ser determinada através das Equações 5.15 e 5.16, unidades em W/m°C.

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta, \quad \text{se } 20^\circ\text{C} \leq \theta < 800^\circ\text{C} \quad (70)$$

$$\lambda_a = 27,3, \quad \text{se } 800^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C} \quad (71)$$

Onde,

$\theta$  é a temperatura do aço, em graus Celsius.

A norma também permite, de forma simplificada, adotar para a condutividade térmica do aço o valor de 45 W/m°C independente da temperatura. Esses valores da condutividade térmica são válidos para qualquer tipo de aço estrutural ou de armaduras para concreto.

### 5.3.8 Calor específico do aço

De acordo com a (ABNT NBR 14323, 2013) e o (EUROCODE 4 PART 1-2, 2005), a condutividade térmica do aço,  $\lambda_a$ , pode ser determinada através das Equações 72 a 75, unidades em J/kg°C.

$$C_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta - 1,69 \times 10^{-3} \theta^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta^3, \quad \text{se } 20^\circ\text{C} \leq \theta < 600^\circ\text{C} \quad (72)$$

$$C_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta}, \quad \text{se } 600^\circ\text{C} \leq \theta < 735^\circ\text{C} \quad (73)$$

$$C_a = 545 + \frac{17820}{\theta - 731}, \quad \text{se } 735^\circ\text{C} \leq \theta < 900^\circ\text{C} \quad (74)$$

$$C_a = 650, \quad \text{se } 900^\circ\text{C} \leq \theta \leq 1200^\circ\text{C} \quad (75)$$

Onde,

$\theta$  é a temperatura do aço, em graus Celsius.

Ao atingir a temperatura de 735°C o aço chega no ponto conhecido como “Ponto de Curie”, o ferro perde ou recupera suas propriedades magnéticas no aquecimento ou resfriamento, respectivamente. Essa mudança gera uma descontinuidade do calor específico.

A norma também permite, de forma simplificada, adotar para a condutividade térmica do aço o valor de 45 W/m°C independente da temperatura. Esses valores da condutividade térmica são válidos para qualquer tipo de aço estrutural ou de armaduras para concreto.

### 5.3.9 Expansão térmica do aço

De acordo com a (ABNT NBR 15200, 2012), a expansão térmica do aço é calculada pelas Equações 76 a 78.

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta + 0,4 \times 10^{-8} \theta^2 - 2,416 \times 10^{-4},$$

$$\text{se } 20^\circ\text{C} \leq \theta < 750^\circ\text{C} \quad (76)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-3}, \quad \text{se } 750^\circ\text{C} \leq \theta \leq 860^\circ\text{C} \quad (77)$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 2 \times 10^{-5} \theta - 6,2 \times 10^{-3}, \quad \text{se } 860^{\circ}\text{C} < \theta \leq 1200^{\circ}\text{C} \quad (78)$$

Onde,

$\Delta l$  é a expansão térmica da peça de aço provocado pela temperatura;

$l$  é o comprimento da peça de aço a 20 °C;

$\theta$  é a temperatura do aço, em graus Celsius.

A norma também permite, de forma simplificada, a relação entre o alongamento específico do aço e a temperatura pode ser considerada constante, de acordo com a Equação 79.

$$\frac{\Delta l}{l} = 14 \times 10^{-6} (\theta - 20) \quad (79)$$

### 5.3.10 Massa específica do aço

A massa específica do aço pode ser considerada independente da temperatura e igual a 7850 kg/m<sup>3</sup>, isso se deve ao fato da microestrutura cristalina do aço ser bem definida e estável em elevadas temperaturas.

## 5.4 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

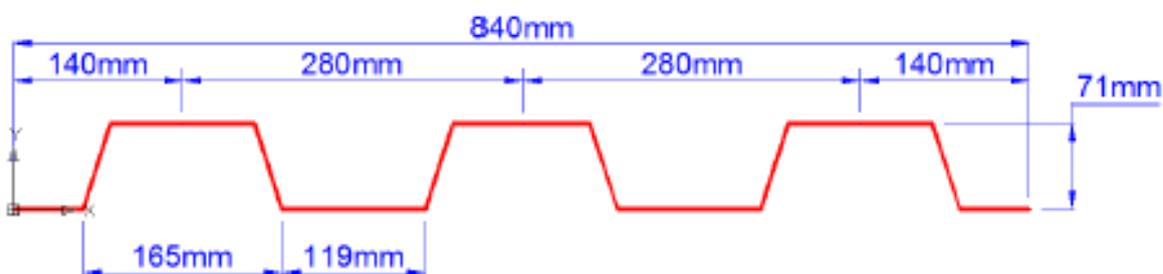
Antes de começar a análise das lajes dos fabricantes é necessário realizar a calibração do modelo. Para isso, foi modelado, inicialmente, as lajes utilizadas no experimento prático desenvolvido por Sousa (2018) e comparados os resultados. As 3 lajes ensaiadas apresentam a mesma fôrma de aço, porém variam em outros aspectos como: a altura total da laje, a malha antiretração e a carga total aplicada sobre a laje. Esses aspectos podem ser observados na Tabela 14 de acordo com o ensaio.

Tabela 14 - Resumo dos ensaios

Ensaio	Altura da laje (mm)	Peso próprio (kN/m <sup>2</sup> )	Sobrecarga (kN/m <sup>2</sup> )	Carga total (kN/m <sup>2</sup> )	Malha antiretração
1	130	2,34	4,5	6,84	Q-75
2	160	3,03	4,5	7,53	Q-138
3	190	3,72	4,5	8,22	Q-138

Fonte: Adaptado de Sousa (2018)

Figura 35 - Esquema da fôrma de aço steel deck utilizada nos ensaios



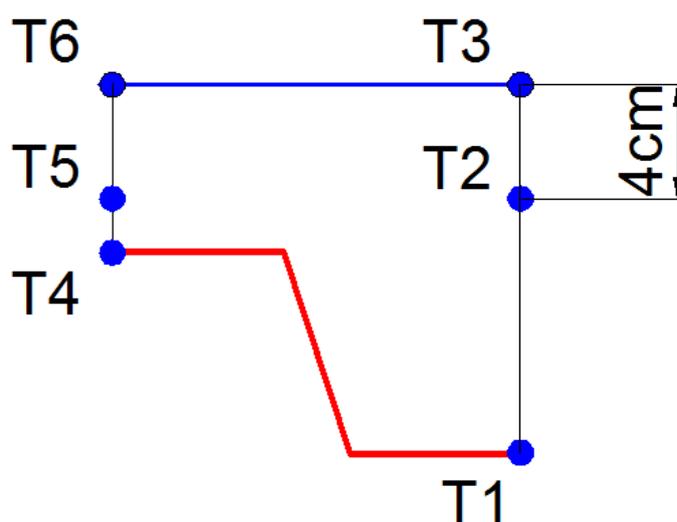
Fonte: Sousa (2018)

O vão utilizado nos ensaios foi de 2,2 metros e as dimensões da fôrma podem ser observadas na Figura 35. O concreto utilizado apresentou resistência à compressão de 20 MPa aos 30 dias para os dois primeiros ensaios e 30 MPa para o terceiro ensaio e o aço utilizado possui resistência ao escoamento de 280MPa.

#### 5.4.1 Validação térmica

O primeiro passo para a validação é comparar as temperaturas obtidas no experimento de Sousa (2018) com as temperaturas resultante do modelo proposto. No ensaio experimental foram inseridos 6 termopares que podem ser observados na Figura 15. A Figura 36 representa a localização desses termopares na meia nervura que será realizada para o modelo numérico.

Figura 36 - Representação esquemática do posicionamento dos termopares

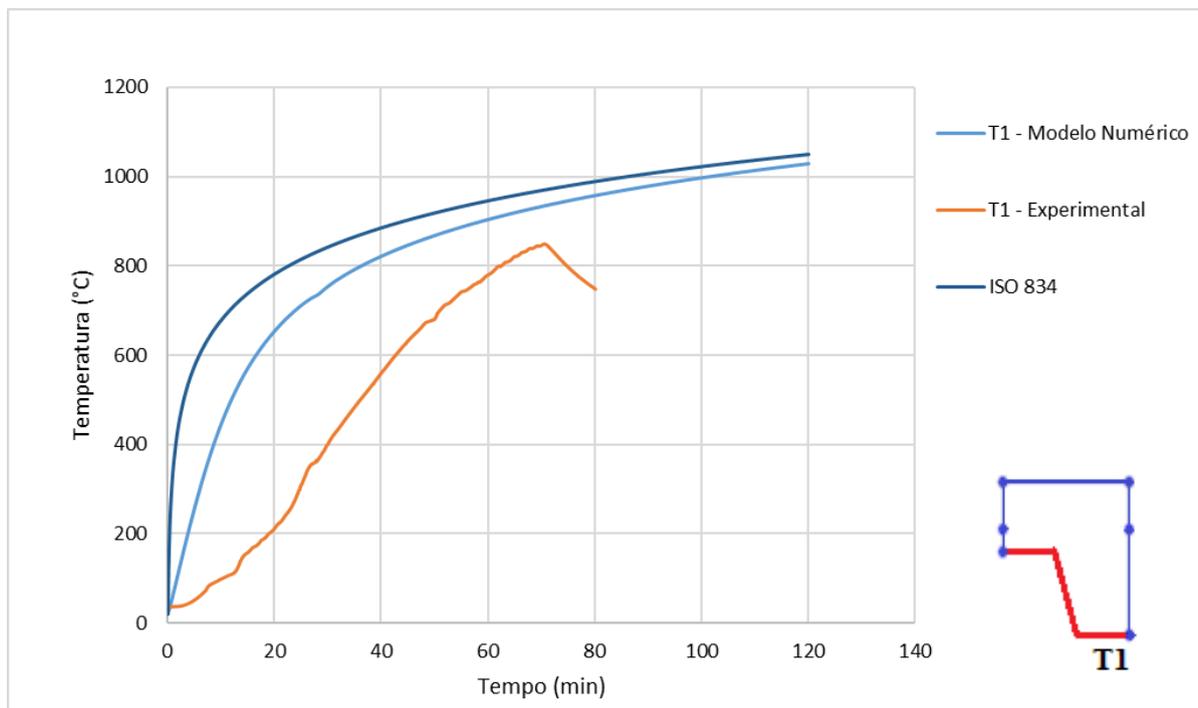


Fonte: Sousa (2018)

Através do *software* Abaqus foram modeladas as três lajes ensaiadas de acordo com suas dimensões. Como se trata de um modelo com dois materiais: aço e concreto, o primeiro passo é criar, separadamente, a geometria requerida de cada parte, em seguida, cria-se as propriedades dos materiais, mencionadas anteriormente, e essas propriedades são atribuídas para cada parte, respectivamente. O próximo passo é realizar a junção dos dois materiais, para isso, deve ser definido o tipo de contato entre o aço e o concreto. A literatura é incerta com relação aos tipos de contatos e os valores que são atribuídos, isso se deve ao descolamento da fôrma de aço e o concreto, portanto, será utilizado, inicialmente, um contato que simula uma aderência perfeita e não permite deslizamentos nem perda de calor entre a chapa e o concreto, essa interface é denominada TIE, como realizado por Sousa (2018). O aquecimento da laje é realizado através da convecção e radiação que incidem na parte inferior da fôrma de aço que está exposta ao incêndio, ou, nesse caso, ao forno. Deve ser atribuída a curva de aquecimento, ISO-834, assim como o coeficiente de convecção e a emissividade, respectivamente,  $25\text{W/m}^{\circ}\text{C}$  e 0,7 como indicados para o tipo de curva padrão utilizada. A temperatura ambiente foi estimada aos  $25^{\circ}\text{C}$ .

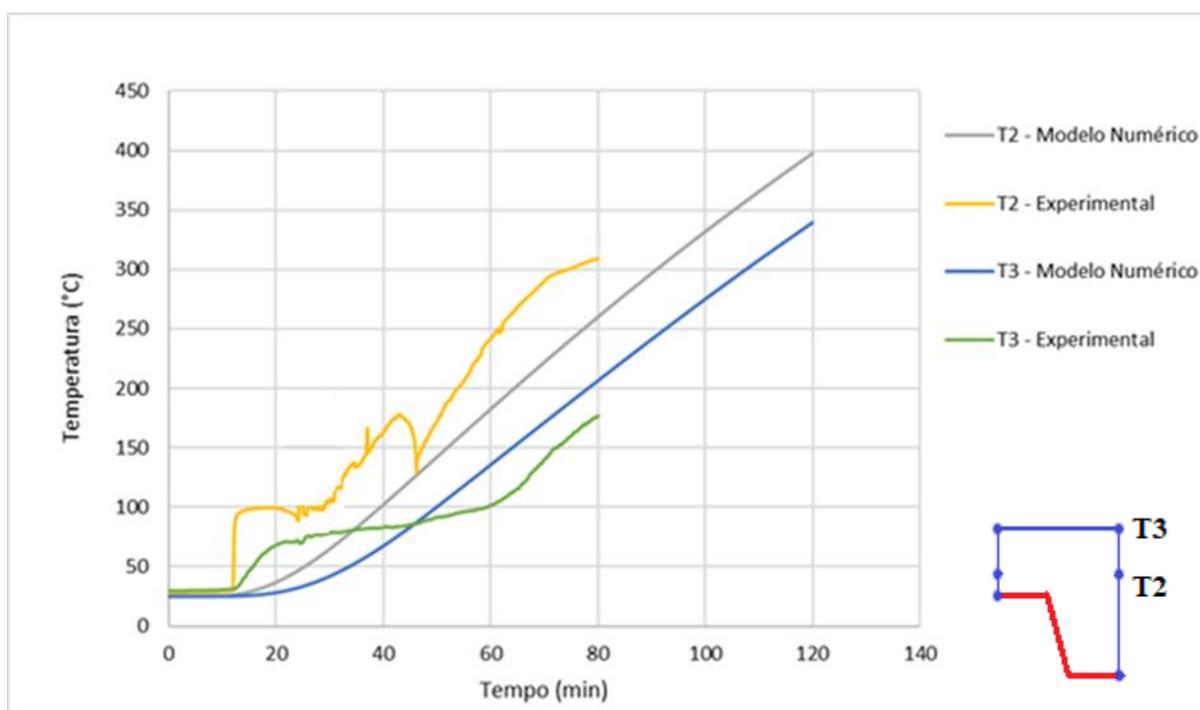
A comparação dos resultados das temperaturas do primeiro modelo com altura total de 130mm com as temperaturas experimentais de Sousa (2018) podem ser vistos abaixo. A comparação com as demais lajes apresenta comportamento semelhante.

Figura 37 - Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopar T1



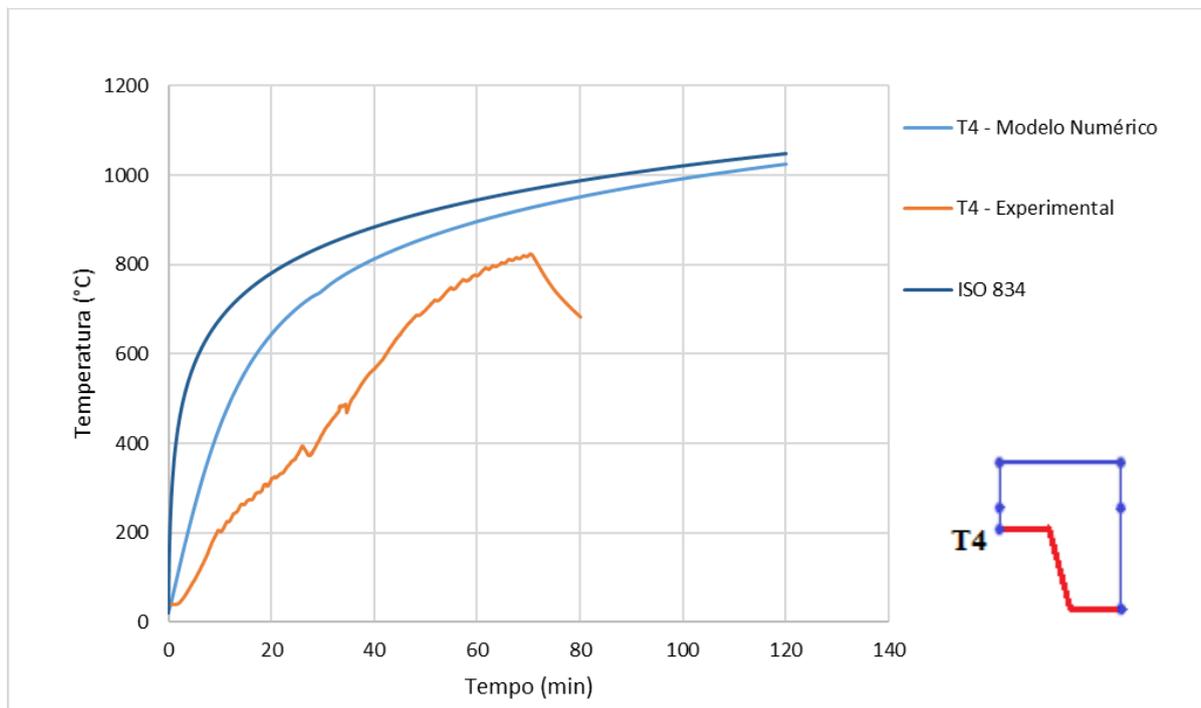
Fonte: O autor (2021)

Figura 38 - Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopares T2 e T3



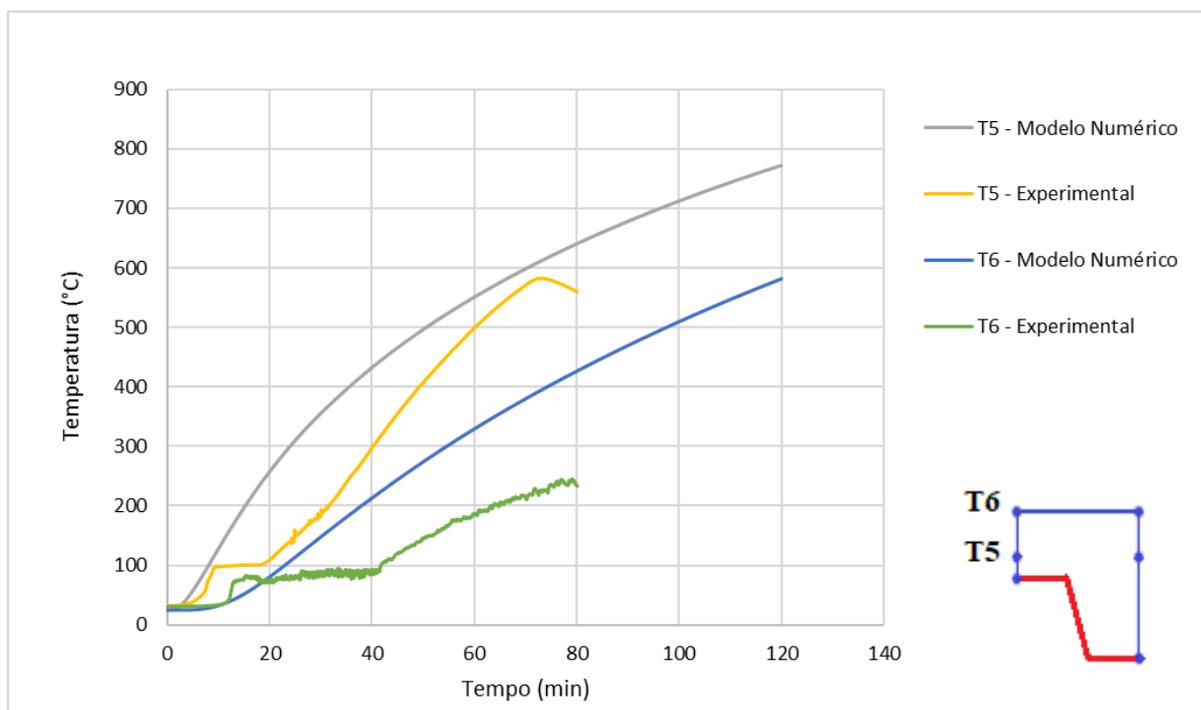
Fonte: O autor (2021)

Figura 39 - Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopar T4



Fonte: O autor (2021)

Figura 40 - Comparação modelo numérico e experimental laje 130mm, termopares T5 e T6



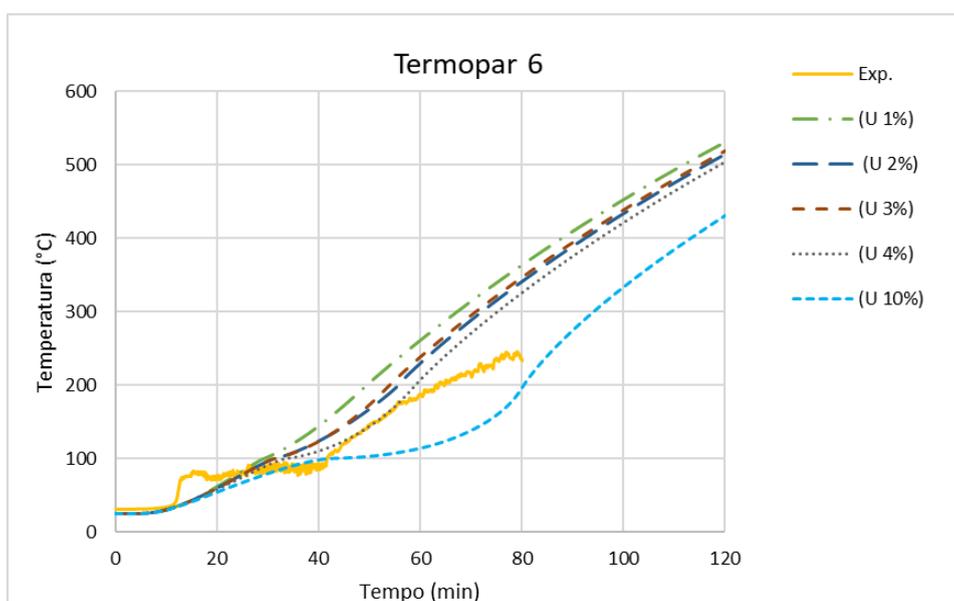
Fonte: O autor (2021)

Dos dados apresentados, podemos observar que as temperaturas em T1 e T4 no modelo numérico superaram as temperaturas apresentadas no experimento, essa diferença pode ser causada pelo derretimento da camada da galvanização da fôrma de aço, um fenômeno observado por Hamerlinck, Twilt e Stark (1990), Santos e Munaiar Neto (2013) e Sousa (2018).

O termopar T2 apresentou oscilações na medição e apesar de apresentar semelhança com a temperatura do modelo numérico é suspeito. O modelo numérico, para o termopar 3, comportou-se, inicialmente, inferior ao experimental e depois de algum tempo superou a temperatura, apresentando um comportamento total mediano. Já os termopares T5 e T6 obtiveram temperaturas superiores no modelo numérico comparado ao experimental, esse ganho de temperatura elevado nos modelos numéricos pode ser causado por falhas no modelo. De fato, algo que chama atenção nos dados experimentais é que o concreto, ao se aproximar dos 100°C, mantém a temperatura constante por um certo tempo e depois volta a crescer. Esse comportamento é causado pela água livre presente no concreto que, ao atingir 100°C, chega ao seu ponto de ebulição e praticamente toda a energia provida do incêndio é utilizada para evaporar e água mantendo constante a temperatura na microestrutura do concreto. No modelo o concreto utilizado apresentou 0% de umidade. Esse comportamento é de difícil modelagem, porém uma das propriedades do concreto que pode ajudar a melhorar a representação desse fenômeno é o calor específico.

Podemos observar o comportamento da temperatura com a variação da umidade do concreto na figura abaixo.

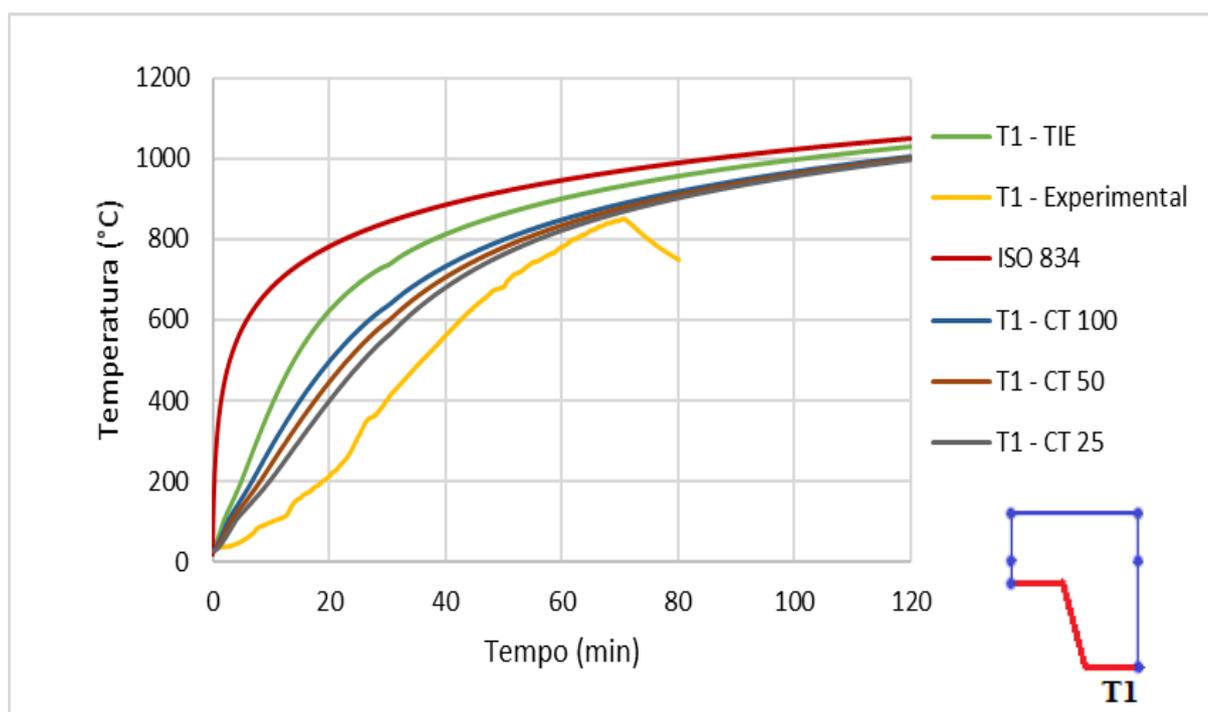
Figura 41 - Comportamento da temperatura do modelo numérico no concreto com a variação da umidade



Fonte: O autor (2021)

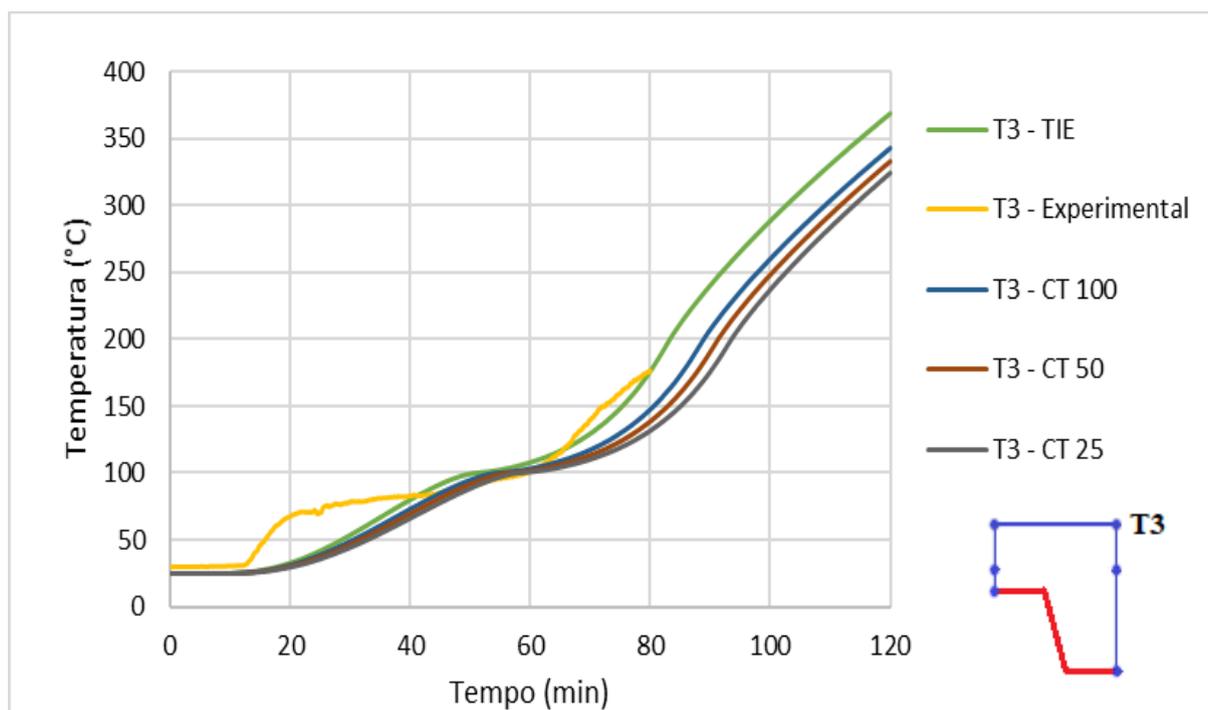
Outro ponto que pode melhorar o comportamento do modelo numérico é o contato entre a fôrma de aço e concreto, como dito anteriormente, esse primeiro modelo foi realizado com uma ligação do tipo TIE, que não apresenta nenhuma restrição de condutividade térmica, o que não ocorre na realidade devido ao descolamento da fôrma de aço e o concreto. Por não dispormos de dados para valores de condutividades térmicas (CT) para a interface, três valores serão testados ( $100\text{W/m}^{\circ}\text{C}$ ,  $50\text{W/m}^{\circ}\text{C}$  e  $25\text{W/m}^{\circ}\text{C}$ ) para observarmos o comportamento. Dessa maneira, os modelos realizados anteriormente foram refeitos modificando o contato entre o aço-concreto e utilizando um concreto com umidade de 4%. A comparação dos resultados das temperaturas desse segundo modelo numérico com as temperaturas experimentais de Sousa (2018) para a laje de 130mm podem ser vistos abaixo. A comparação com as demais lajes apresentara comportamento semelhante.

Figura 42 - Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T1



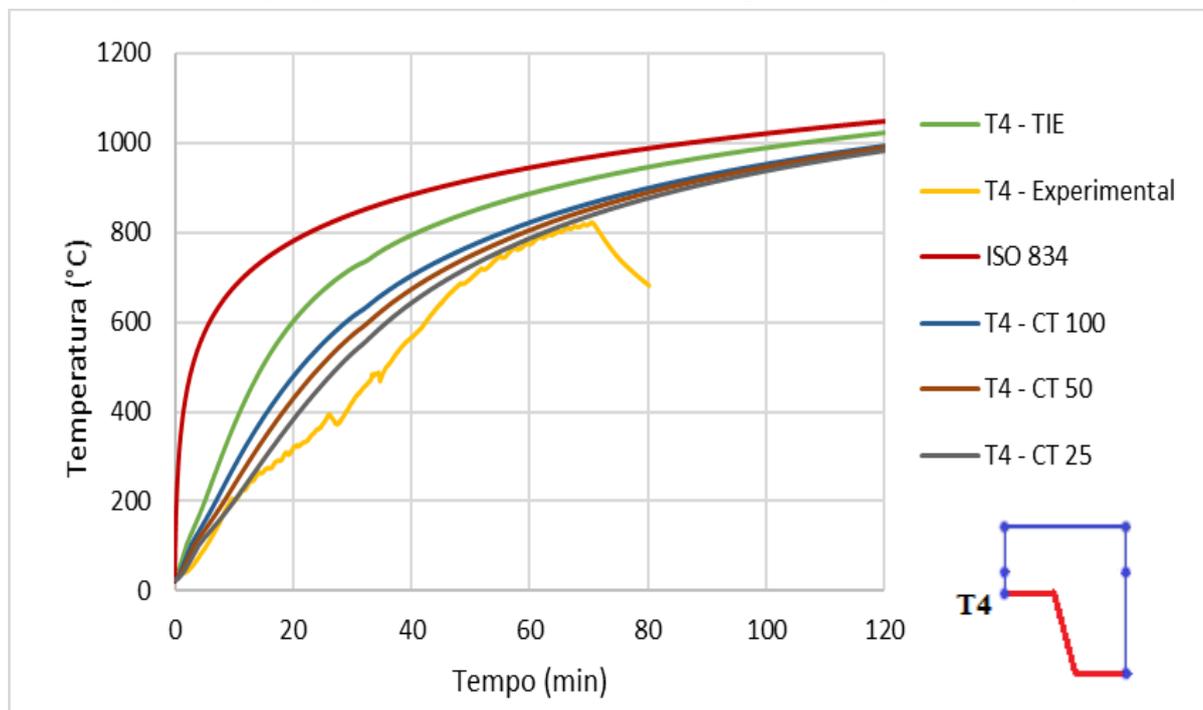
Fonte: O autor (2021)

Figura 43 - Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T3



Fonte: O autor (2021)

Figura 44 - Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T4



Fonte: O autor (2021)

Figura 45 - Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T5

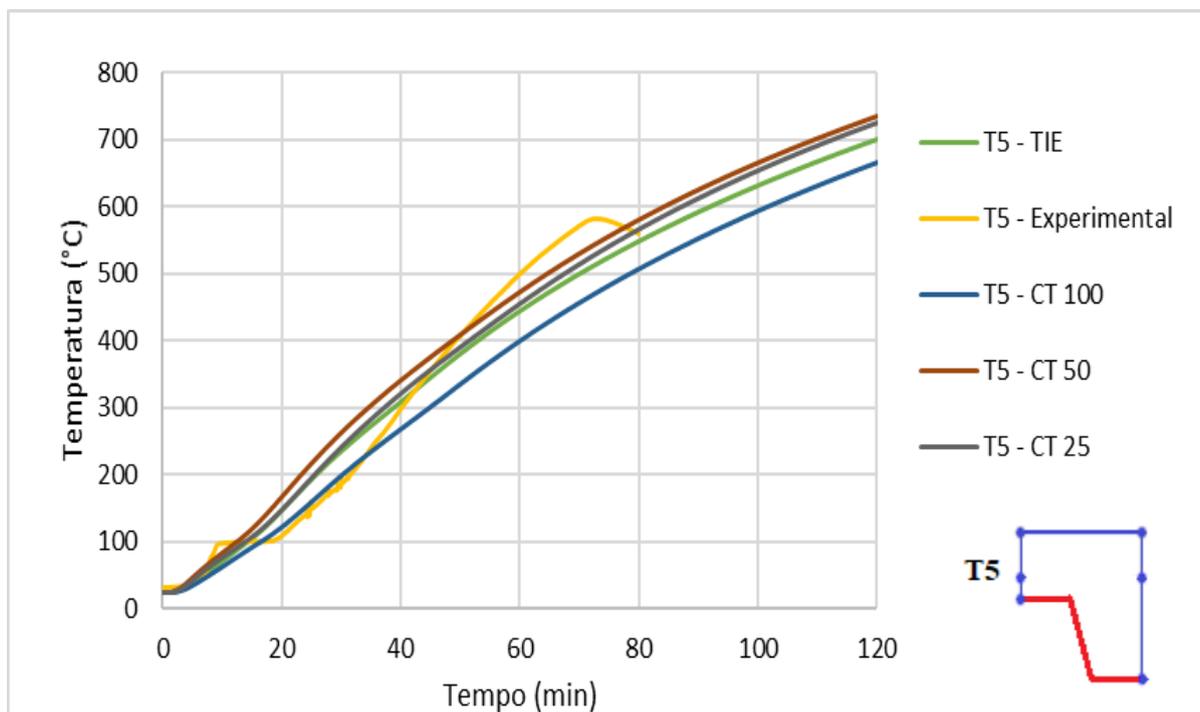
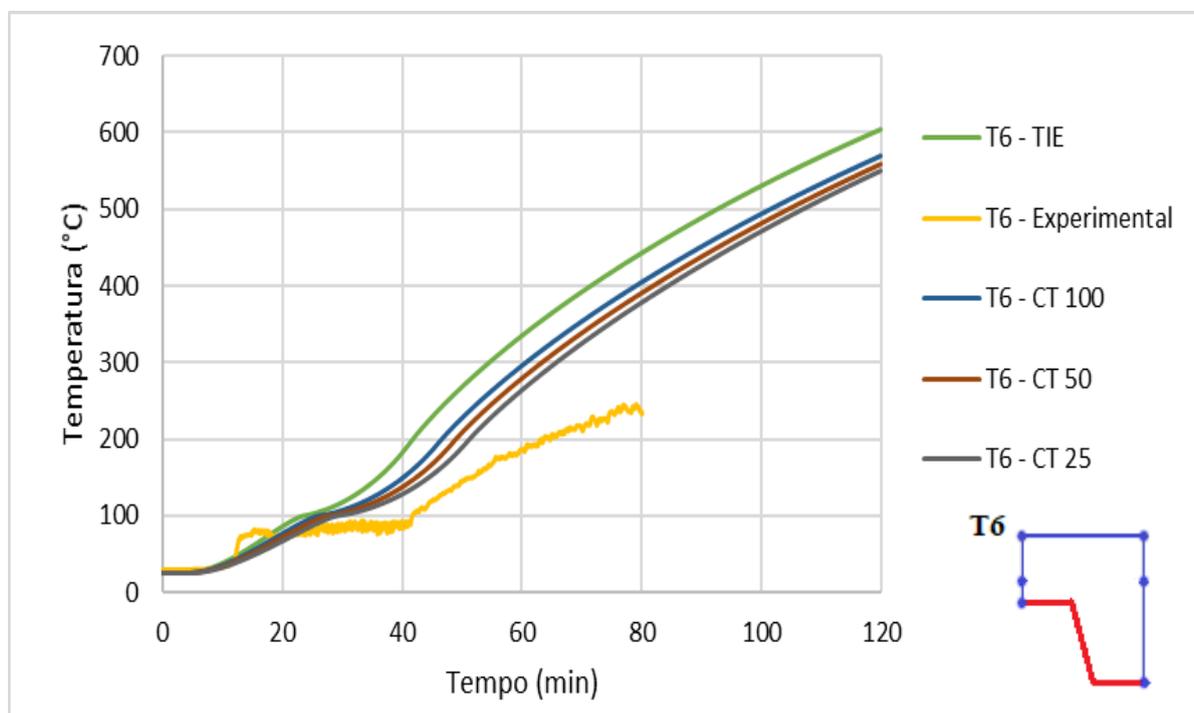


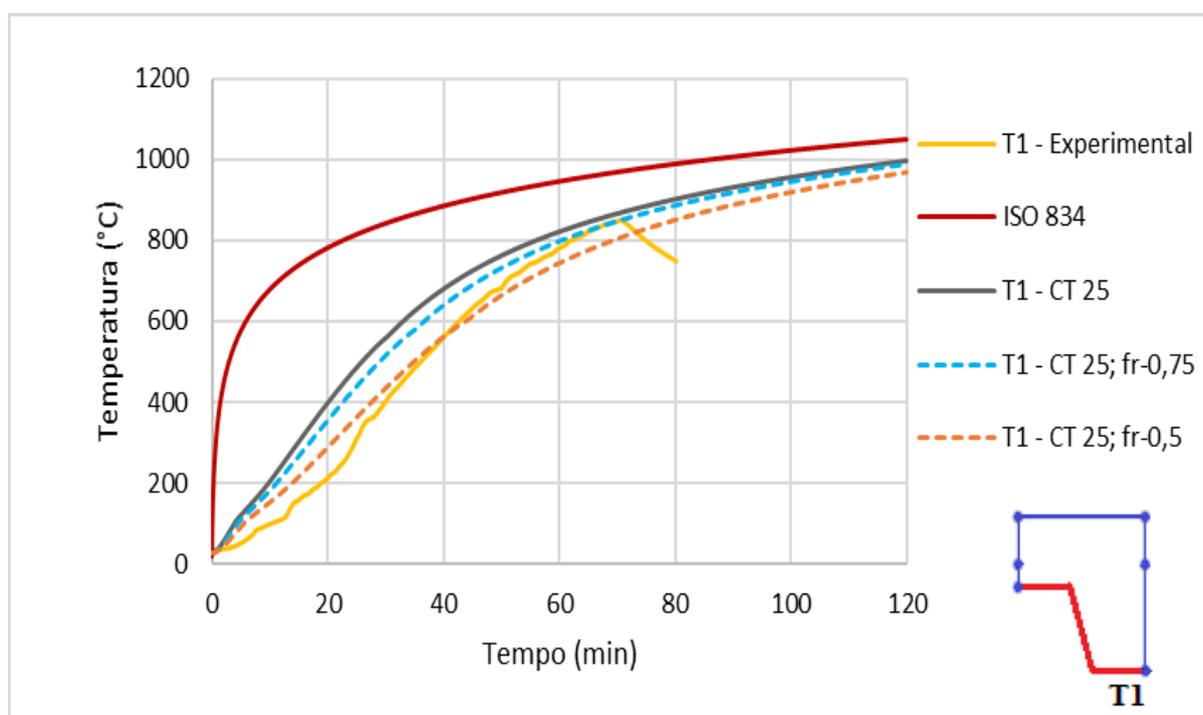
Figura 46 - Comparação modelo numérico com interface e experimental laje 130mm, termopar T6



Com as mudanças propostas, as temperaturas dos modelos numéricos para os termopares T1 e T4 se aproximaram dos resultados experimentais. Agora é possível observar no modelo numérico, para os termopares T3 e T6, a temperatura constante do concreto ao atingir os 100°C, representando o fenômeno da evaporação da água. A medida que a condutividade térmica da interface diminuía, de 100 até 25, as temperaturas do modelo para o termopar T3 se distanciavam da temperatura real, apresentando o melhor comportamento com a ligação do tipo TIE. Já o termopar T6, apresentou melhores resultados com o menor valor da condutividade térmica na interface aço-concreto. As temperaturas do modelo para o termopar T5, apesar de apresentar comportamento anômalo, menores temperaturas para um maior valor de condutividade térmica na interface, apresentou resultados satisfatórios.

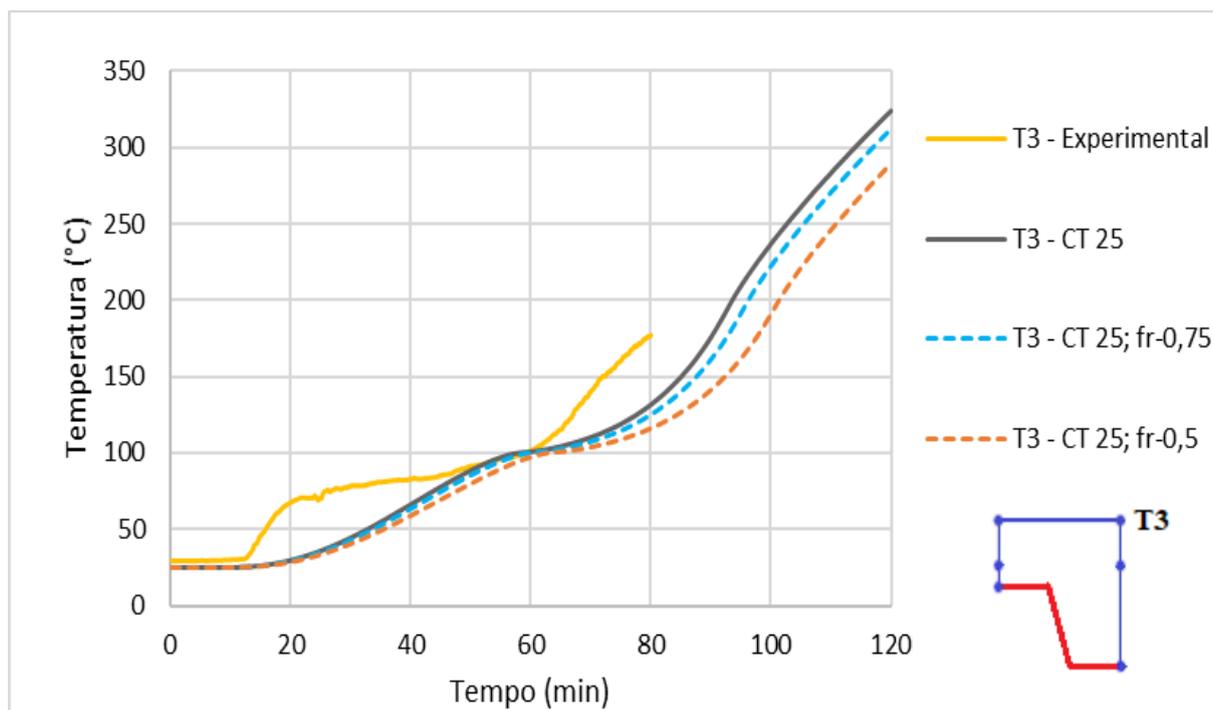
Uma outra maneira de adequar os modelos numéricos aos resultados experimentais é modificar o coeficiente de convecção e emissividade. Para isso, os valores iniciais de 25W/m°C e 0,7, foram multiplicados, em primeira análise por um fator de redução (fr) de 0,75 e, em seguida, por um fator de redução (fr) de 0,5. Os resultados podem ser vistos a seguir.

Figura 47 - Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 130mm, termopar T1



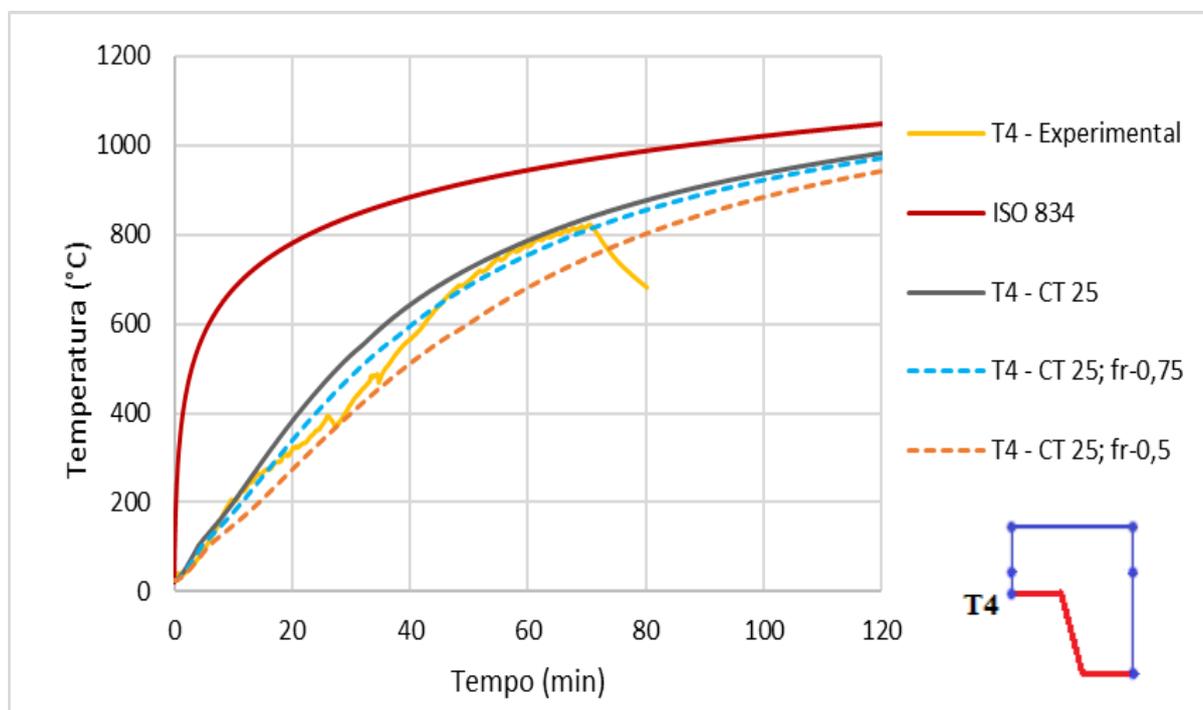
Fonte: O autor (2021)

Figura 48 - Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 130mm, termopar T3



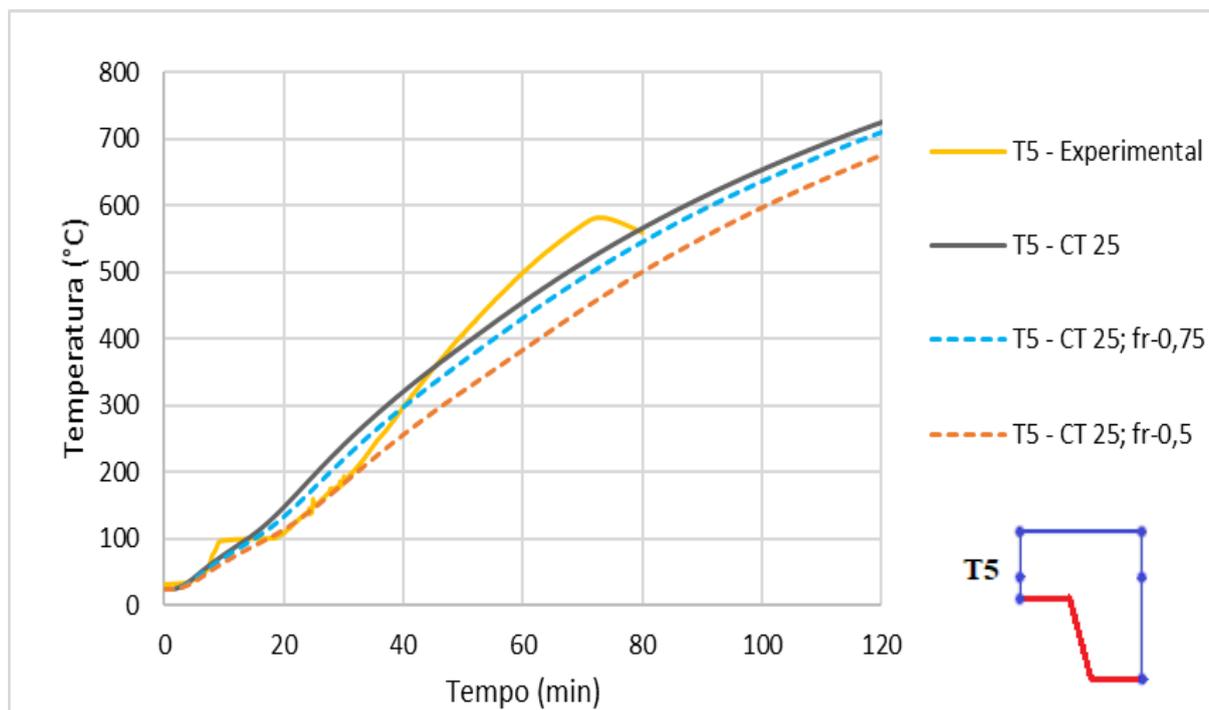
Fonte: O autor (2021)

Figura 49 - Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 130mm, termopar T4



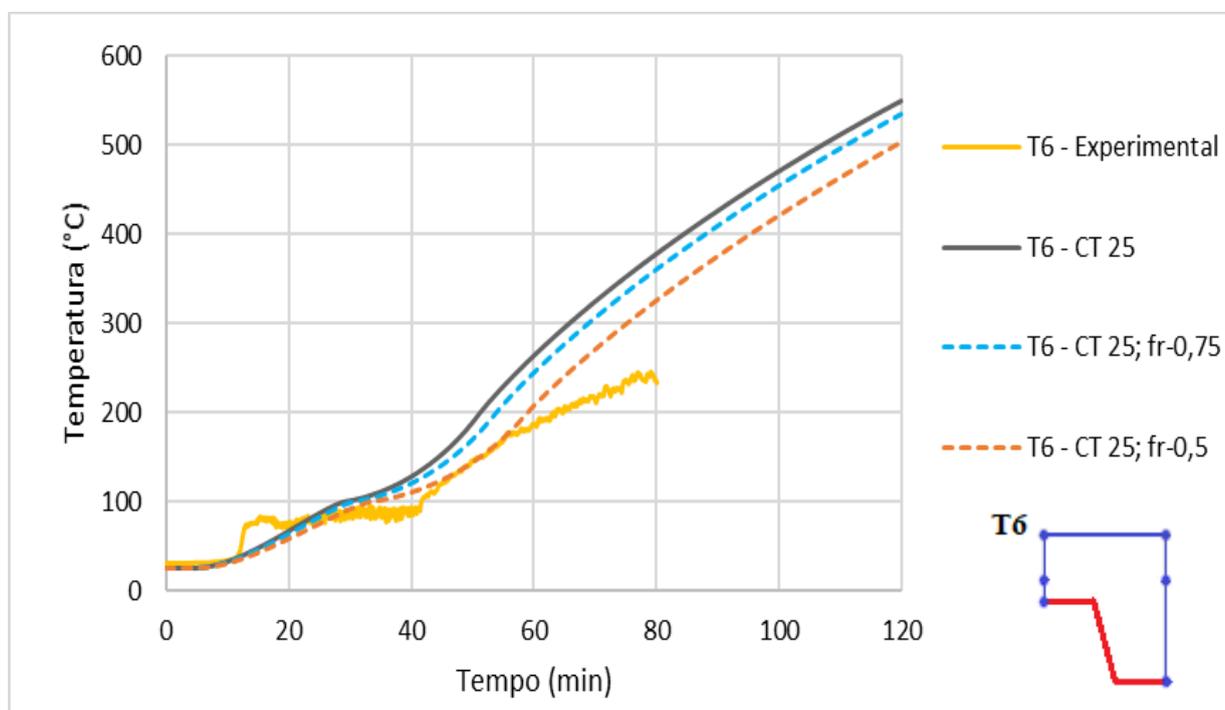
Fonte: O autor (2021)

Figura 50 - Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 130mm, termopar T5



Fonte: O autor (2021)

Figura 51 - Comparação modelo numérico com fator de redução e experimental laje 130mm, termopar T6



Fonte: O autor (2021)

A utilização do fator de redução para o coeficiente de convecção e emissividade apresentam efeitos significativos nas temperaturas dos modelos numéricos. Esses fatores de redução são um modo de representar o fenômeno do derretimento da camada da galvanização da fôrma de aço, mencionado anteriormente, que acaba gerando uma crosta protetora, diminuindo os efeitos do incêndio.

Ainda assim, alguns pontos do modelo numérico, aproximarem-se dos resultados experimentais, outros acabam se afastando da realidade. Realmente, o concreto é um material complexo, de difícil modelagem e que apresenta diversos fenômenos durante o aquecimento e, chegar a um modelo que apresente temperaturas compatíveis em todos os pontos é um trabalho árduo. Apesar disso, os modelos apresentados aqui detêm bons resultados e será dada sequência à validação analisando os deslocamentos no meio do vão.

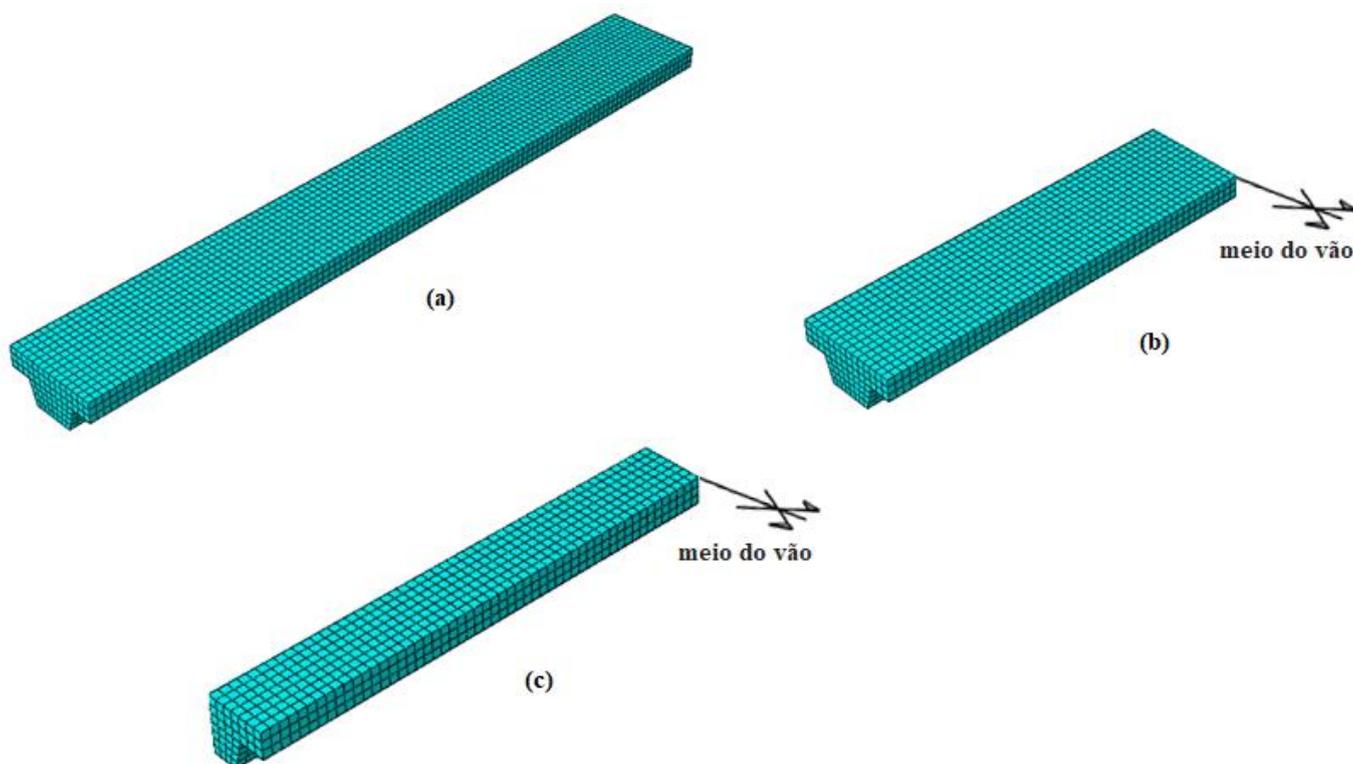
### 5.4.2 Validação termoestrutural

Com a validação das temperaturas ao longo da seção transversal, foi realizado, no Abaqus, um modelo 3d para estimar o comportamento mecânico das lajes do tipo steel deck em situação de incêndio. O desempenho mecânico da laje é avaliado através da medição do deslocamento vertical no meio do vão.

Para a validação mecânica, os resultados obtidos no modelo numérico serão comparados com os deslocamentos obtidos no experimento de Sousa (2018). No ensaio experimental foram posicionados transdutores potenciométricos de deslocamentos no meio do vão.

Modelos difundidos na literatura utilizam, para a análise mecânica, apenas meia nervura, como no modelo térmico, e metade da laje no sentido longitudinal. Essa é uma maneira de economizar custos computacionais e diminuir drasticamente o tempo de processamento.

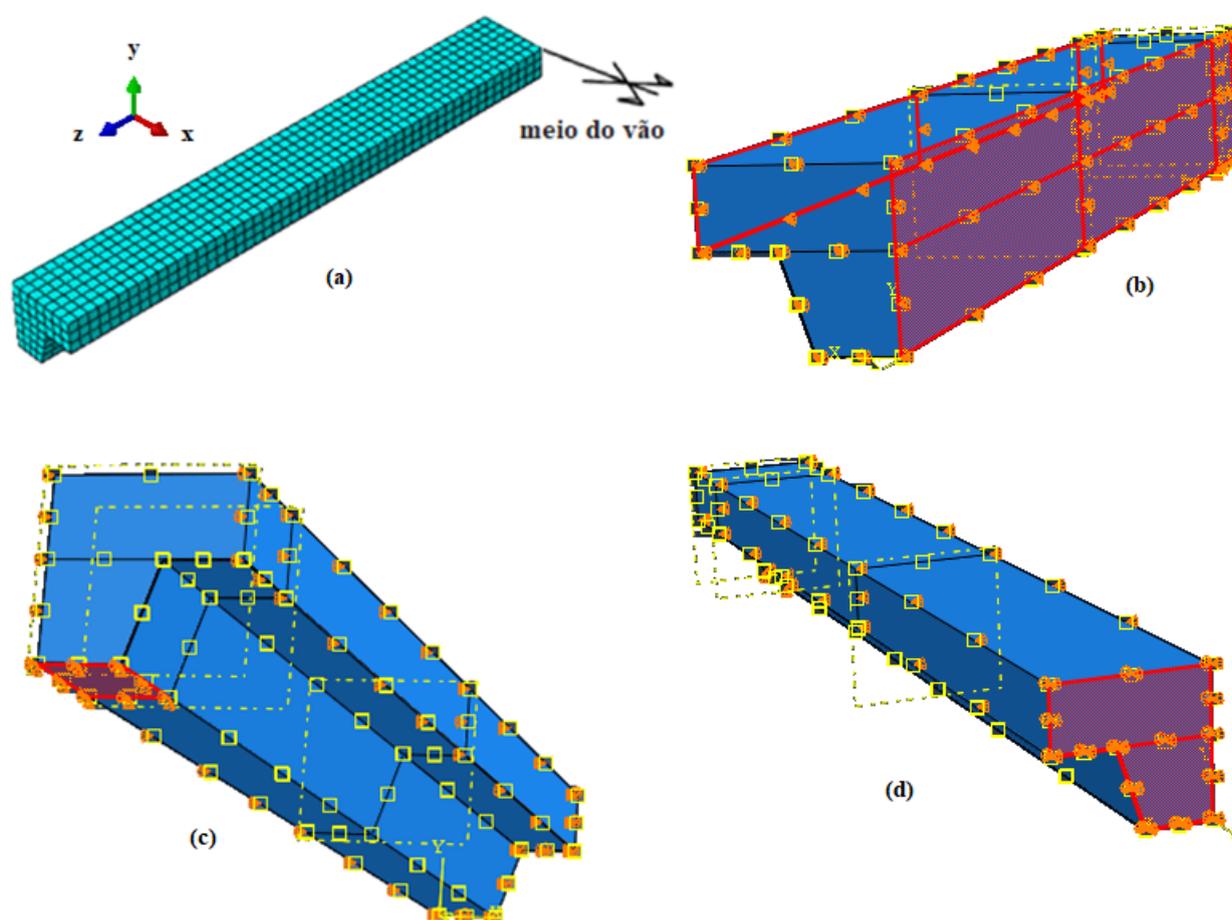
Figura 52 - (a) modelo com nervura e comprimento completo; (b) modelos com nervura completa e metade da laje no sentido longitudinal; (c) modelo com meia nervura e metade da laje no sentido longitudinal



Fonte: O autor (2021)

Como dito anteriormente, a laje está em um sistema bi apoiado, porém, como estamos aproveitando a simetria da laje para diminuir o tamanho do modelo e, conseqüentemente, o tempo de processamento, as condições de contorno são colocadas de forma que o comportamento seja o mesmo da laje completa. A seção do meio do vão apresenta as seguintes condições de contorno: impedido translação em  $x$ , translação em  $z$ . Nas laterais é impedido apenas a translação em  $z$ . Na fôrma de aço, em uma faixa de 10cm a partir da seção inicial, foram impedidas as translações em  $x$ ,  $y$  e  $z$ , representando o apoio real da laje.

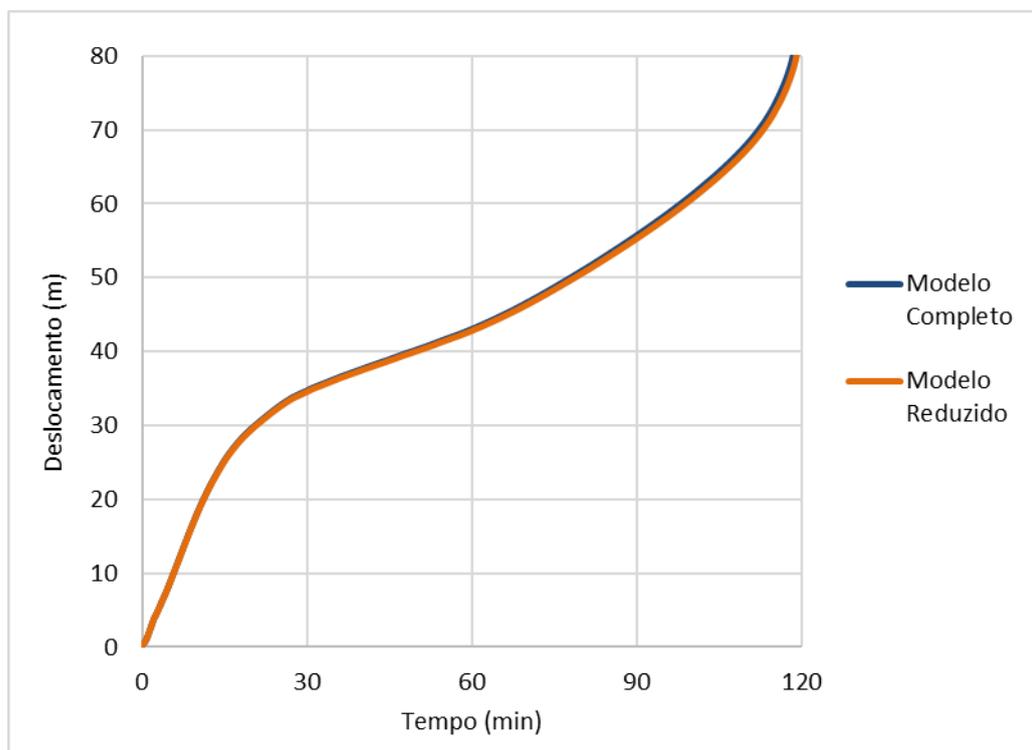
Figura 53 - (a) modelo utilizado com indicação dos eixos; (b) condições de contorno das laterais; (c) condições de contorno do apoio de segundo gênero; (d) condições de contorno do vão central



Fonte: O autor (2021)

Antes de validar o modelo com o experimento realizado por Sousa (2018) é importante testar se o modelo reduzido apresenta resultados de deslocamentos no meio do vão iguais ao do modelo completo, para isso foram analisados os dois casos e comparados os deslocamentos no vão central.

Figura 54 - Comparação dos resultados do deslocamento no meio do vão para o modelo da laje completa e reduzida



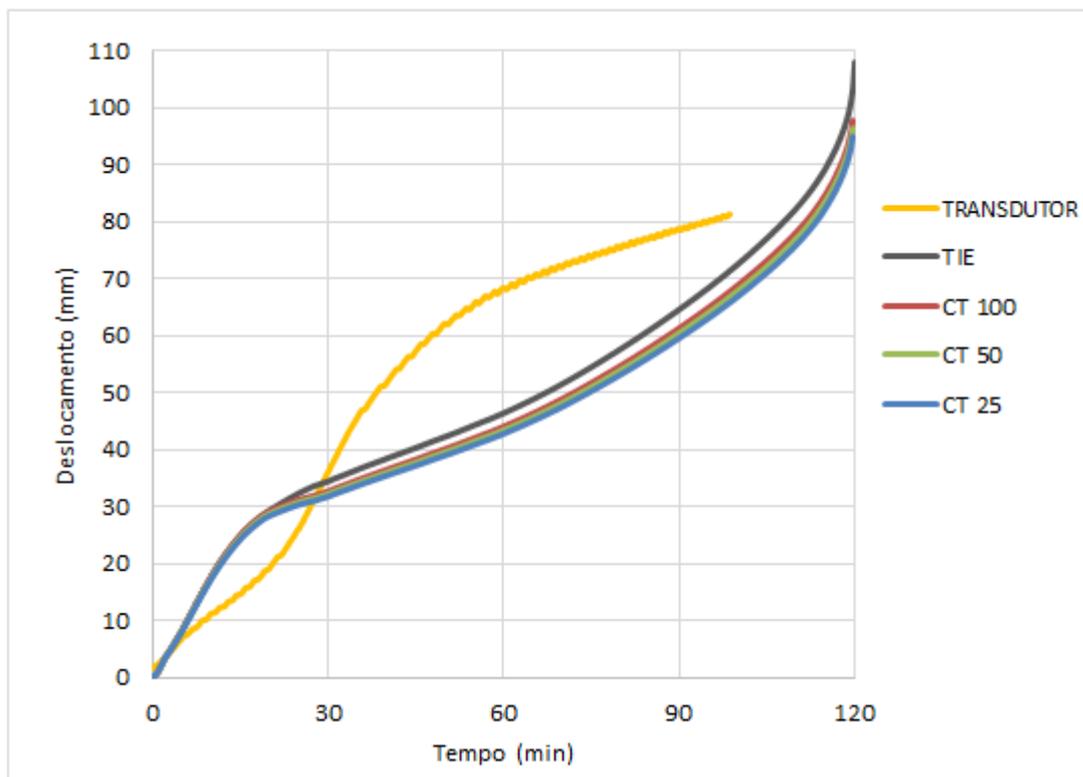
Fonte: O autor (2021)

Podemos observar da Figura 54 que os resultados para os dois modelos analisados apresentaram convergência de resultados. Dessa forma, é interessante utilizar o modelo reduzido, pois, obtém o mesmo resultado com um menor esforço computacional.

Agora podemos seguir com a validação do modelo reduzido com os experimentos realizados por Sousa (2018). É importante lembrar que durante o primeiro experimento (laje com 130mm de altura) os transdutores de deslocamento foram escolhidos de forma inadequada e não apresentaram resultados para tempos posteriores a 20 minutos. Devido a esse fato, foi decidido no presente trabalho que só serão realizadas as validações termoestruturais para os dois últimos ensaios.

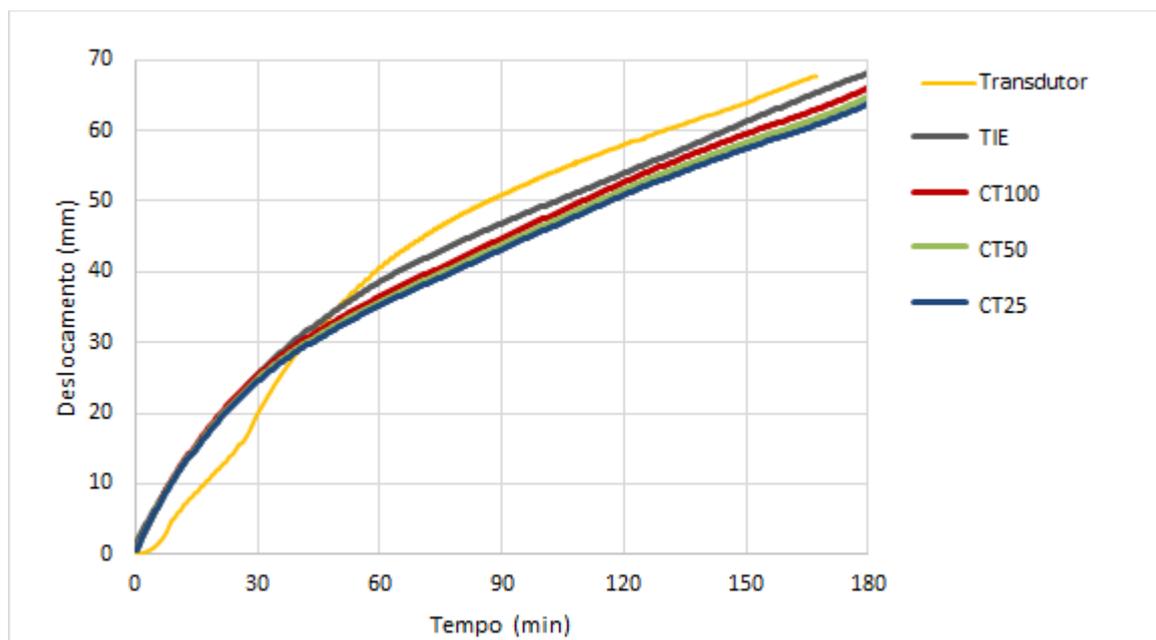
As propriedades dos materiais foram as mesmas para a validação do modelo térmico. Já a ligação entre o concreto e a fôrma de aço variou de forma análoga à validação do modelo térmico, utilizado a ligação do tipo TIE, CT 100, CT 50, CT 25. Os resultados para as lajes com altura total de 160mm e 190mm podem ser vistos abaixo.

Figura 55 - Comparação modelo numérico com interface e experimental, laje 160mm, deslocamento no meio do vão



Fonte: O autor (2021)

Figura 56 - Comparação modelo numérico com interface e experimental, laje 190mm, deslocamento no meio do vão



Fonte: O autor (2021)

Das Figuras 55 e 56, percebe-se que há uma discrepância de resultados dos deslocamentos entre os modelos numéricos e experimentais. Isso se deve a diversos motivos mencionados anteriormente, referente à representação do comportamento físico dos materiais em situação de incêndio no modelo numérico. Porém, é importante observar que houve uma melhora significativa nos resultados ao aumentar a altura total da laje de 160mm para 190mm. Isso nos mostra uma maior confiança de resultados para lajes com maiores dimensões.

## 5.5 RESISTÊNCIA AO FOGO DOS ENSAIOS E DOS MODELOS NUMÉRICOS

Para obter a resistência ao fogo das lajes ensaiadas e dos modelos analisados através do *software* Abaqus, serão utilizados os critérios propostos pela ISO 834 (1999). O primeiro critério a ser observado é o isolamento térmico: quando a média da temperatura de todos os pontos da face não exposta ao fogo ultrapassar em 140°C a temperatura inicial ou qualquer ponto analisado ultrapassar 180°C da temperatura inicial, então, nesse momento, ocorre a falha. Uma vez que a laje steel deck é formada por nervuras e reentrâncias é esperado que o critério do isolamento térmico seja atingido pela segunda proposição.

O outro critério analisado pela ISO 834 (1999) é o critério da capacidade resistente, que propõe valores máximos para deslocamentos e taxas de deslocamento das lajes, esses valores dependem do vão e da altura da laje e devem ser comparados com os valores obtidos nos ensaios e nos modelos numéricos. As equações propostas pela ISO 834 (1999) para obtenção dos valores máximos de deslocamento e taxas de deslocamento podem ser vistas abaixo, respectivamente.

$$D = L^2/400d \quad (80)$$

$$\frac{dD}{dt} = L^2/9000d \quad (81)$$

Onde,

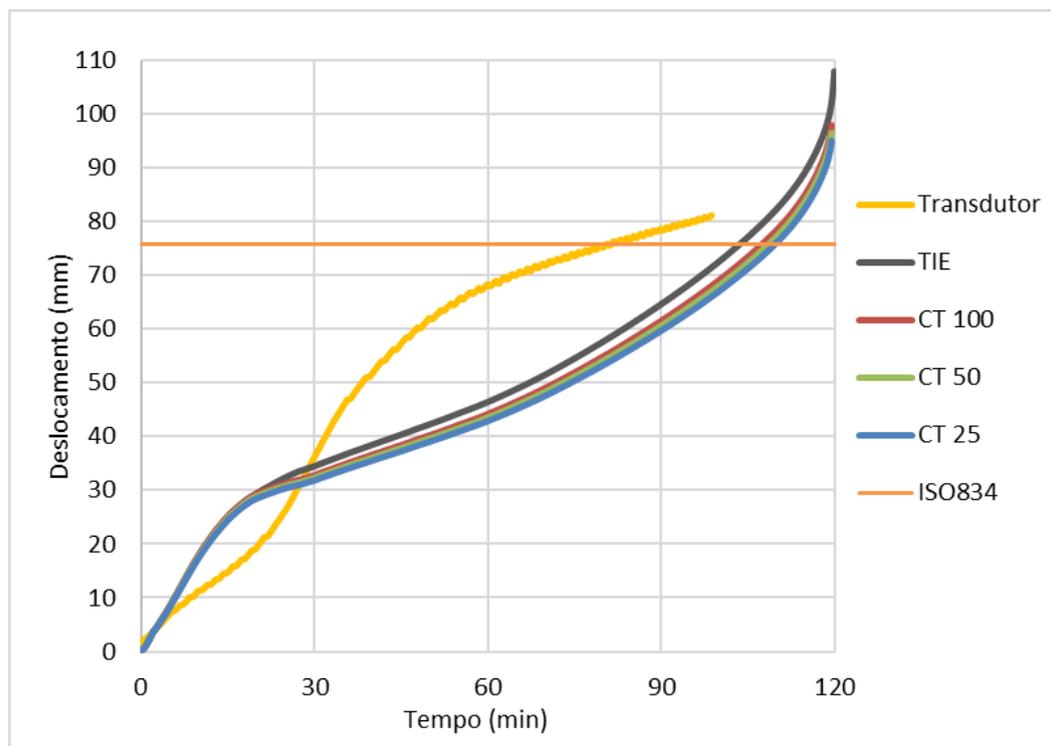
D é o deslocamento máximo (mm);

$\frac{dD}{dt}$  é a taxa de deslocamento máxima (mm/min);

L é o vão da laje (mm);

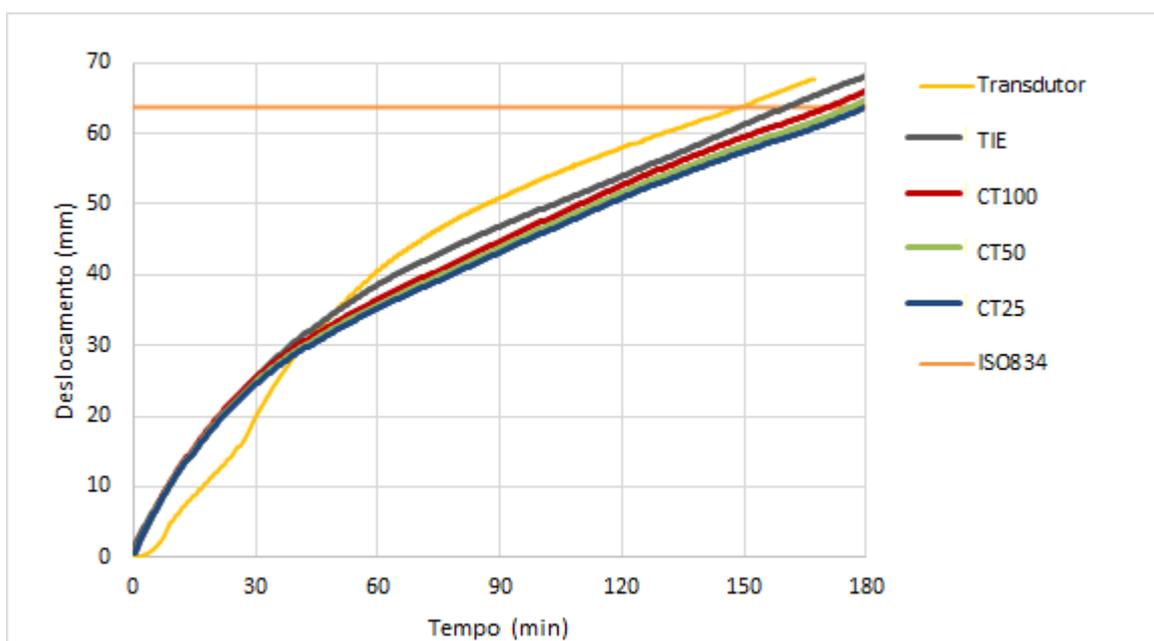
d é a altura da laje (mm).

Figura 57 - Critério ISO834 para os modelos numéricos com interface e experimental, laje 160mm, deslocamento no meio do vão



Fonte: O autor (2021)

Figura 58 - Critério ISO834 para os modelos numéricos com interface e experimental, laje 190mm, deslocamento no meio do vão



Fonte: O autor (2021)

Os critérios da capacidade resistente para os modelos numéricos e os ensaios experimentais para as lajes de 160mm e 190mm podem ser observados nas Figuras 57 e 58. Assim, foram calculadas as equações de deslocamento máximo e taxa de deslocamento máxima proposta pela ISO834. Em todos os casos o critério que limitou a resistência ao fogo foi o de deslocamento máximo. O vão manteve-se constante de 2,2m e a altura total da laje variou de 160mm para 190mm. No primeiro caso obteve-se um deslocamento máximo de 75,63mm e uma taxa de deslocamento máxima de 3,36mm/min. Já para a laje com altura total de 190mm obteve-se 63,68mm e 2,83mm/min para o deslocamento máximo e taxa de deslocamento máxima, respectivamente. Nas Figuras 57 e 58 o critério ISO834 foi representado com uma reta horizontal e a partir do instante que os deslocamentos dos modelos numéricos ou dos ensaios experimentais se encontram com o critério da ISO834 ocorre a falha. O tempo de falha para os modelos e as lajes ensaiadas foi resumido na Tabela 15.

Tabela 15 - Resumo do tempo de resistência ao fogo com relação ao critério da capacidade resistente

<b>Critério da Capacidade Resistente</b>			
<b>Caso</b>	<b>Resistência ao fogo (min) - ISO834</b>	<b>Resistência ao fogo (min) - NBR 14323</b>	<b>Erro (%)</b>
<b>Laje de 130 mm</b>			
Experimento	-	58	-
TIE	-		-
CT 100	-		-
CT 50	-		-
CT 25	-		-
<b>Laje de 160 mm</b>			
Experimento	81	68	16%
TIE	103		34%
CT 100	107		36%
CT 50	108		37%
CT 25	109		38%
<b>Laje de 190 mm</b>			
Experimento	150	72	52%
TIE	160		55%
CT 100	171		58%
CT 50	175		59%
CT 25	179		60%

Fonte: O autor (2021)

O critério de isolamento térmico para a ISO-834 é atingido quando a temperatura do termopar T6, que se encontra na face não exposta ao incêndio e acima da reentrância da laje, supera 180°C a temperatura inicial. Para isso, nos gráficos de temperatura mostrado anteriormente foram traçadas retas horizontais na temperatura de 205°C e a partir do momento que a temperatura do termopar T6 se encontra com essa reta a falha é atingida. Abaixo podemos observar uma tabela resumo para os três casos das lajes ensaiadas e seus respectivos modelos numéricos.

Tabela 16 - Resumo do tempo de resistência ao fogo com relação ao critério do isolamento térmico

<b>Critério do Isolamento Térmico</b>			
<b>Caso</b>	<b>Resistência ao fogo (min) - ISO834</b>	<b>Resistência ao fogo (min) - NBR 14323</b>	<b>Erro (%)</b>
<b>Laje de 130 mm</b>			
Experimento	66	60	9%
TIE	43		40%
CT 100	47		28%
CT 50	50		20%
CT 25	52		15%
CT25; fr 0,75	55		9%
CT25; fr 0,50	63		5%
<b>Laje de 160 mm</b>			
Experimento	Não atingido	120	-
TIE	79		52%
CT 100	85		41%
CT 50	89		35%
CT 25	94		28%
CT25; fr 0,75	100		20%
CT25; fr 0,50	109		10%
<b>Laje de 190 mm</b>			
Experimento	Não atingido	180	-
TIE	Não atingido		-
CT 100	Não atingido		-
CT 50	Não atingido		-
CT 25	Não atingido		-
CT25; fr 0,75	Não atingido		-
CT25; fr 0,50	Não atingido		-

Fonte: O autor (2021)

Dos resultados obtidos podemos perceber que, no método simplificado, o critério de isolamento térmico resulta em valores superiores de resistência ao fogo. Assim, de acordo com a NBR 14323:2013 o critério que prevalece para a determinação da resistência ao fogo é a capacidade resistente. Essa prevalência de critério para determinação da resistência ao fogo não é observada na ISO834.

Para a laje de 130 mm, como dito anteriormente, houve problemas durante a execução do ensaio e os deslocamentos só foram medidos até os 20 minutos iniciais. Com isso, não foi possível obter a resistência ao fogo de acordo com o critério da capacidade resistente da ISO834, mas para o critério do isolamento térmico não houve problemas, uma vez que as temperaturas foram mensuradas corretamente.

Para a laje de 160 mm é possível observar uma boa relação de resultados entre a resistência ao fogo do experimento e dos modelos numéricos. O método simplificado indicou uma resistência ao fogo de 68 min, o critério da ISO834 para o experimento indicou resistência de 81 min, enquanto os modelos propostos apresentaram uma variação de resistência de acordo com a ISO 834 de 79 min a 109 min.

A avaliação da laje de 190 mm em relação à resistência ao fogo apresenta uma certa dificuldade, pois, por possuir uma dimensão maior, os efeitos do incêndio demoram mais para serem sentidos pela laje e os tempos utilizados tanto no experimento quanto nos modelos apresentaram-se curtos para essa avaliação. Porém ainda é possível concluir que pelo método simplificado a resistência ao fogo foi de 72 min, enquanto para o critério da ISO834 para o experimento foi de 150 min. Para os modelos numéricos, o critério do isolamento térmico não foi atingido, porém o da capacidade resistente apresentou bons resultados quando comparados com o ensaio experimental. Também podemos observar na Figura 58 uma boa relação no comportamento do modelo numérico quando comparado com o experimento.

Dessa forma, podemos afirmar que os modelos numéricos, apesar de ainda precisarem ser aprimorados, apresentam bons resultados quando comparados com situações reais, principalmente aquelas que apresentam maior altura total da laje.

## 5.6 AVALIAÇÃO DE LAJES STEEL DECK COMERCIAIS EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO ATRAVÉS DOS MODELOS NUMÉRICOS

Para essa avaliação será utilizado o modelo validado anteriormente através do software Abaqus. O modelo 3d consiste de elementos do tipo sólido para ambos os materiais com malha de elementos finitos de 5mm, a modelagem foi realizada com meia nervura, metade da laje no sentido longitudinal e com as devidas condições de simetria, explicadas anteriormente, de forma a diminuir o tempo computacional.

Todas as propriedades dos materiais variam com a temperatura e foram obtidas de acordo com a ABNT NBR 14323 (2013) e do EUROCODE 4 (2005). O concreto foi considerado com resistência à compressão de 20 MPa, a condutividade térmica uma média entre os limites inferiores e superiores e o calor específico com o  $C_{p,pico}$  para um concreto com 4% de umidade. O aço, por sua vez, foi considerado com resistência ao escoamento de 280 MPa, de acordo com os fabricantes, e com módulo de elasticidade de 210 GPa. Outras propriedades dos materiais não mencionadas foram consideradas como explicado em 5.3, pois não apresentam possíveis variações de valores.

A situação de incêndio do modelo numérico foi considerada através da curva incêndio-padrão apresentada na ISO-834 (1999) até 120 minutos. Além das propriedades mencionadas, a fôrma de aço também apresenta na sua face exposta ao incêndio uma emissividade de 0,7 e um coeficiente de transferência de calor por convecção de 25W/m<sup>2</sup>K. Para a interação entre aço e concreto foi utilizada uma interface com condutividade térmica (CT) de 25W/m°C

Assim, as lajes comerciais propostas pelo Fabricante 1 e pelo Fabricante 2 podem ser avaliadas pelo modelo numérico e determinada a resistência ao fogo através dos métodos propostos pela ISO-834, demonstrados anteriormente, para seu carregamento máximo.

É importante esclarecer que, apesar de ser utilizado artifícios para reduzir o custo computacional, a análise do modelo numérico tem duração próxima de 15 horas. Desse modo, fica inviável a determinação da resistência ao fogo de todas as lajes propostas pelos fabricantes e apenas algumas lajes dos catálogos foram escolhidas para serem avaliadas.

Os resultados da resistência ao fogo para os critérios de isolamento térmico e capacidade resistente de acordo com a ISO-834 das lajes comerciais propostas pelos fabricantes através de modelos numéricos podem ser observados abaixo.

Tabela 17 - Resistência ao fogo das lajes comerciais do Fabricante 1 através de modelos numéricos de acordo com os critérios da ISO-834

<b>Fabricante 1</b>					
<b>Altura total da laje (mm)</b>	<b>Espessura da Fôrma (mm)</b>	<b>Isolamento Térmico (min)</b>	<b>Critério ISO-834</b>		
			<b>Capacidade Resistente (min)</b>		
			<b>Vão-Sistema biapoiado (mm)</b>		
			<b>2000</b>	<b>2600</b>	<b>3000</b>
150	0,80	96	61	72	72
	0,95	97	62	71	72
	1,25	98	64	63	70
160	0,80	100	61	73	72
	0,95	100	61	76	76
	1,25	102	63	65	69
170	0,80	105	62	74	74
	0,95	106	64	77	77
	1,25	107	63	62	73

Fonte: O autor (2021)

Tabela 18 - Resistência ao fogo das lajes comerciais do Fabricante 2 (hf:50mm) através de modelos numéricos de acordo com os critérios da ISO-834

<b>Fabricante 2 - hf:50mm</b>					
<b>Altura total da laje (mm)</b>	<b>Espessura da Fôrma (mm)</b>	<b>Isolamento Térmico (min)</b>	<b>Critério ISO-834</b>		
			<b>Capacidade Resistente (min)</b>		
			<b>Vão-Sistema biapoiado (mm)</b>		
			<b>2000</b>	<b>2600</b>	<b>3000</b>
150	0,80	98	66	66	66
	0,95	99	67	68	68
	1,25	101	68	69	69
160	0,80	102	67	67	67
	0,95	102	69	69	69
	1,25	104	69	69	69
170	0,80	109	67	67	67
	0,95	110	67	68	68
	1,25	111	75	69	68

Fonte: O autor (2021)

Tabela 19 - Resistência ao fogo das lajes comerciais do Fabricante 2 (hf:75mm) através de modelos numéricos de acordo com os critérios da ISO-834

<b>Fabricante 2 - hf:75mm</b>					
<b>Altura total da laje (mm)</b>	<b>Espessura da Fôrma (mm)</b>	<b>Critério ISO-834</b>			
		<b>Isolamento Térmico (min)</b>	<b>Capacidade Resistente (min)</b>		
			<b>Vão-Sistema biapoiado (mm)</b>		
			<b>2000</b>	<b>2600</b>	<b>3000</b>
150	0,80	90	66	66	66
	0,95	92	68	68	68
	1,25	93	73	67	66
160	0,80	93	67	67	67
	0,95	94	69	69	69
	1,25	96	75	68	69
170	0,80	97	68	68	68
	0,95	98	68	69	69
	1,25	100	76	68	68

Fonte: O autor (2021)

Com relação ao critério do isolamento térmico observa-se que há ganho de resistência ao fogo com o aumento da espessura da fôrma de aço, porém não muito expressivo. Esse ganho de resistência com o aumento da espessura da fôrma é mais visível quando analisado pelo critério da capacidade resistente.

Analisando a resistência ao fogo pelo método da capacidade resistente, nota-se que não há variações expressivas com mudança de vão, espessura da fôrma de aço e altura total da laje, isso acontece porque as lajes propostas pelos fabricantes em seus catálogos foram submetidas no modelo numérico à carga máxima recomendada. Dessa forma, o aumento da espessura da fôrma, aumento da laje ou aumento do vão é acompanhado de uma variação de carga suportada pela laje.

Comparando os resultados de resistência ao fogo obtidos através dos modelos numéricos com os obtidos pela ABNT NBR 14323:2013 dispostas nos apêndices A e B, percebe-se que, para as mesmas lajes, o modelo proposto pela norma brasileira apresenta menor capacidade de resistência ao fogo, sendo assim, mais conservadora em seu dimensionamento.

## 6 ESTUDO PARAMÉTRICO

Um dos maiores benefícios de se obter um modelo numérico capaz de representar o comportamento real de uma determinada estrutura em situação de incêndio é a possibilidade de realizar alterações nas características geométricas e na resistência dos materiais envolvidos. Essas alterações requerem atenção do usuário do software para a correta introdução dos dados de entrada e, diferente de um ensaio experimental, caso ocorra erros, imprevistos ou deseja-se mudar alguma característica, é possível realizar o processo novamente sem perda de material, apenas com esforço computacional.

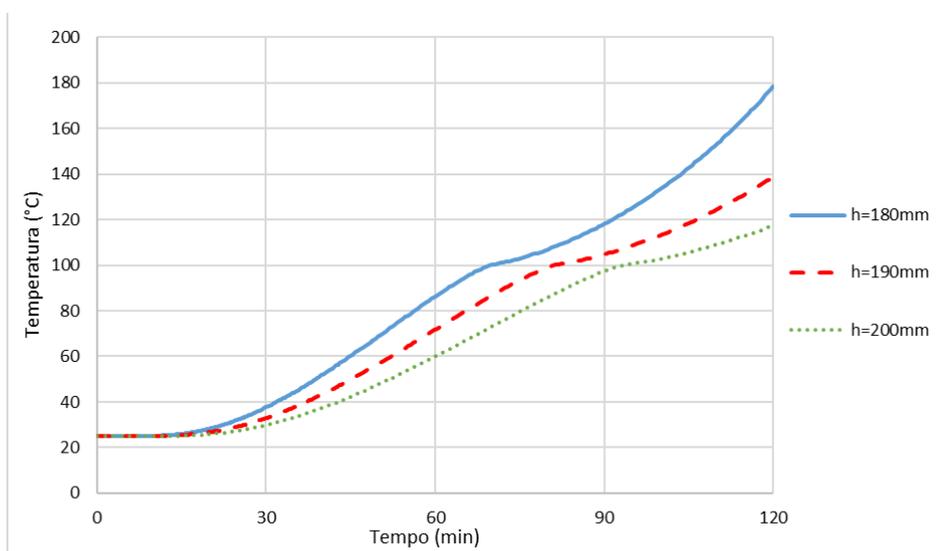
Assim, nesse capítulo é realizado um estudo paramétrico, utilizando o modelo numérico proposto do capítulo anterior, com o intuito de determinar quais características da laje steel deck possuem maior influência na resistência em situação de incêndio. Para isso, é utilizado como referência a laje steel deck do Fabricante 2 com altura da fôrma de 75mm, altura total de 190mm, espessura da fôrma de 0,95mm, vão de 2,20m entre apoios, carga aplicada de 70% do valor máximo recomendado pelo fabricante, resistência característica à compressão do concreto de 20MPa, resistência ao escoamento do aço da fôrma de 280MPa e sem adição de armadura longitudinal, utilizando apenas a fôrma do aço para resistir aos esforços de tração. Com essa laje steel deck como referência são variados quatro parâmetros: altura total da laje (180mm, 190mm e 200mm), espessura da fôrma de aço (0,80mm, 0,95mm e 1,25mm)  $f_{ck}$  do concreto (20MPa, 30MPa e 60MPa) e carga aplicada (30%, 70% e 100% da carga total recomendada pelo fabricante).

Para observarmos as mudanças proporcionadas pela variação desses parâmetros, são acompanhadas as temperaturas da laje steel deck da face não exposta ao incêndio acima da reentrância, mais precisamente, na posição do termopar T6 da Figura 36 e, os deslocamentos verticais no meio do vão. Também são obtidas as resistências das lajes em situação de incêndio através do método da ISO-834, tanto pelo critério da capacidade térmica quanto da capacidade resistente.

## 6.1 VARIAÇÃO DA TEMPERATURA

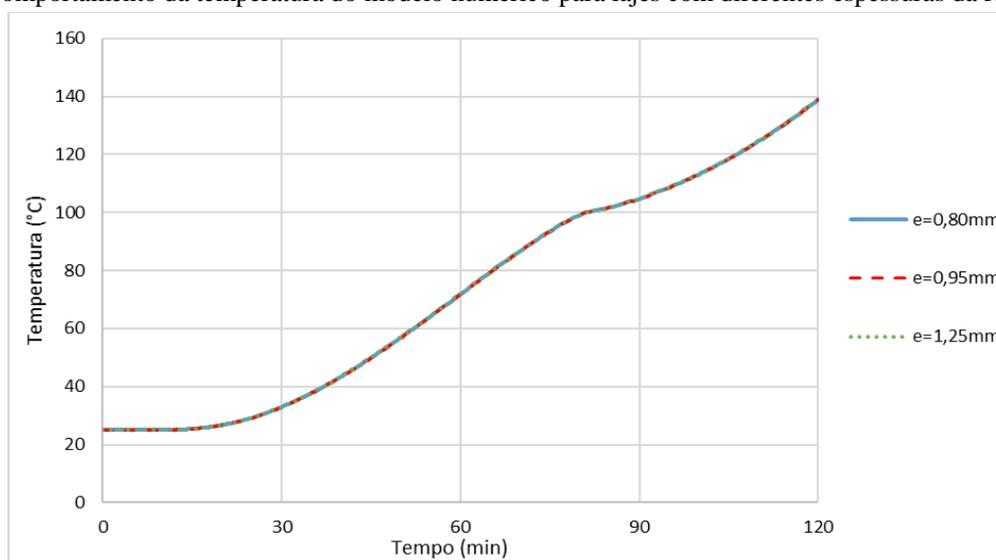
Das mudanças de parâmetros propostas para os modelos numéricos, apenas duas podem apresentar alteração na temperatura, uma vez que a variação da resistência à compressão do concreto e a mudança de carga aplicada na laje não possuem relações com a obtenção de temperatura do modelo numérico. Mesmo assim, são obtidas as temperaturas na face não exposta ao incêndio, acima da reentrância, para todas as lajes analisadas, uma maneira de confirmar o comportamento esperado do modelo numérico. Os resultados podem ser vistos nas figuras abaixo.

Figura 59 – Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com diferentes alturas totais



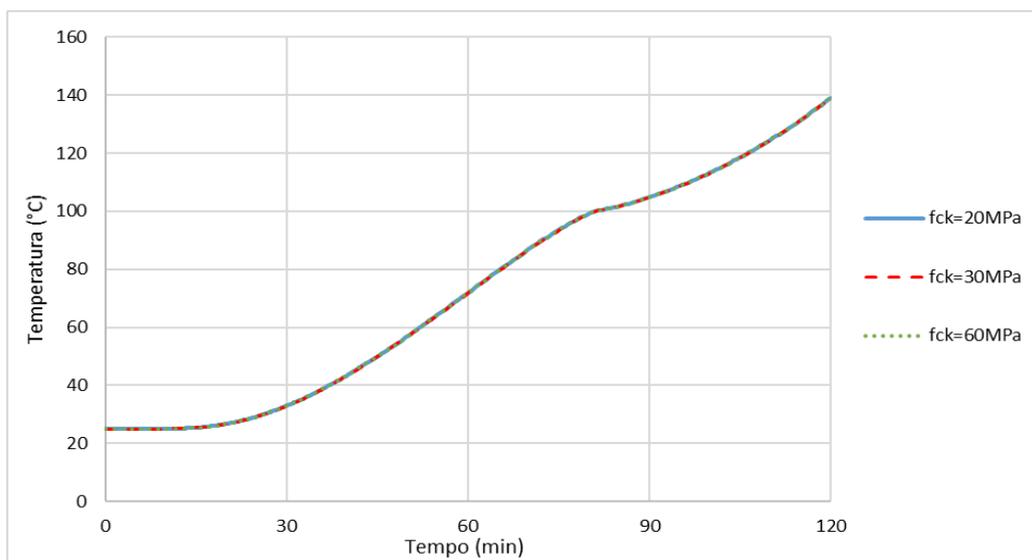
Fonte: O autor (2021)

Figura 60 - Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com diferentes espessuras da fôrma de aço



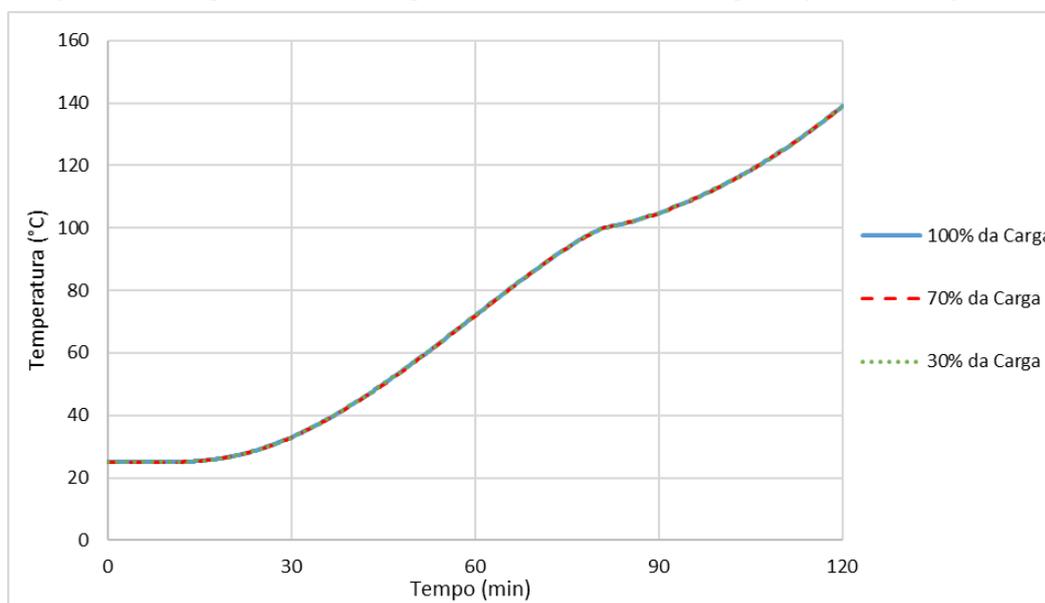
Fonte: O autor (2021)

Figura 61 - Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com variação do fck



Fonte: O autor (2021)

Figura 62 - Comportamento da temperatura do modelo numérico para lajes com variação da carga



Fonte: O autor (2021)

Dos resultados, podemos observar que a variação da altura total da laje apresenta impacto significativo na obtenção da temperatura da face não exposta ao incêndio.

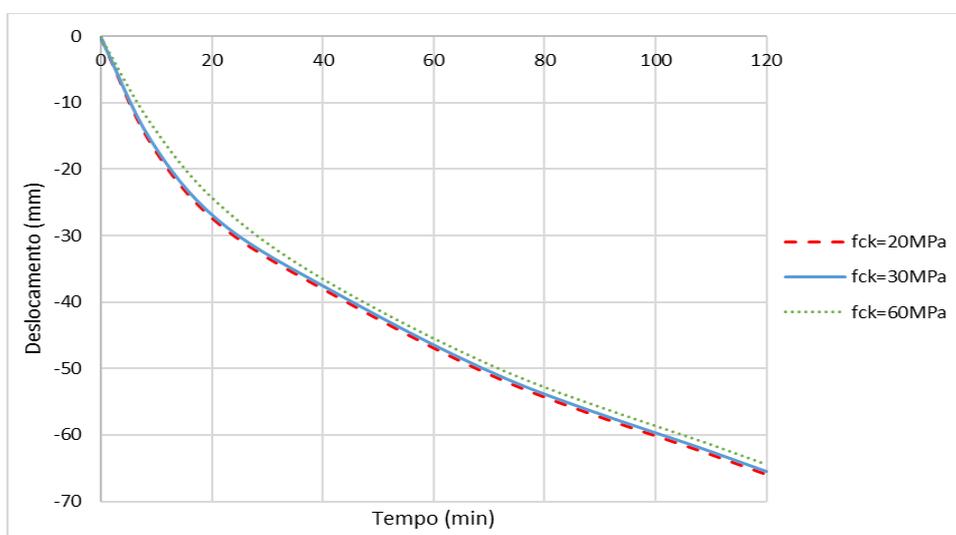
O comportamento das curvas são similares, porém ao reduzir a altura total percebe-se uma perda na capacidade da laje de conter a temperatura do incêndio. Por exemplo, ao reduzir 10mm da laje de 200mm, a temperatura da face não exposta apresenta uma elevação de 20°C aos 120 minutos, mas quando é reduzido 20mm da laje de 200mm, a temperatura da face não exposta apresenta um aumento de 60°C aos 120 minutos. Assim, com pequenas variações na altura total da laje é possível reduzir significativamente a temperatura na face não exposta ao incêndio. Já a variação dos demais parâmetros não apresentaram alterações na temperatura obtida na face não exposta ao incêndio.

Com relação à resistência ao incêndio, nenhum caso avaliado atingiu o critério da capacidade térmica de acordo com o método da ISO-834, uma vez que a temperatura de nenhuma laje ultrapassou 180°C da temperatura inicial, 25°C, até os 120 minutos analisados no modelo numérico.

## 6.2 VARIAÇÃO DOS DESLOCAMENTOS

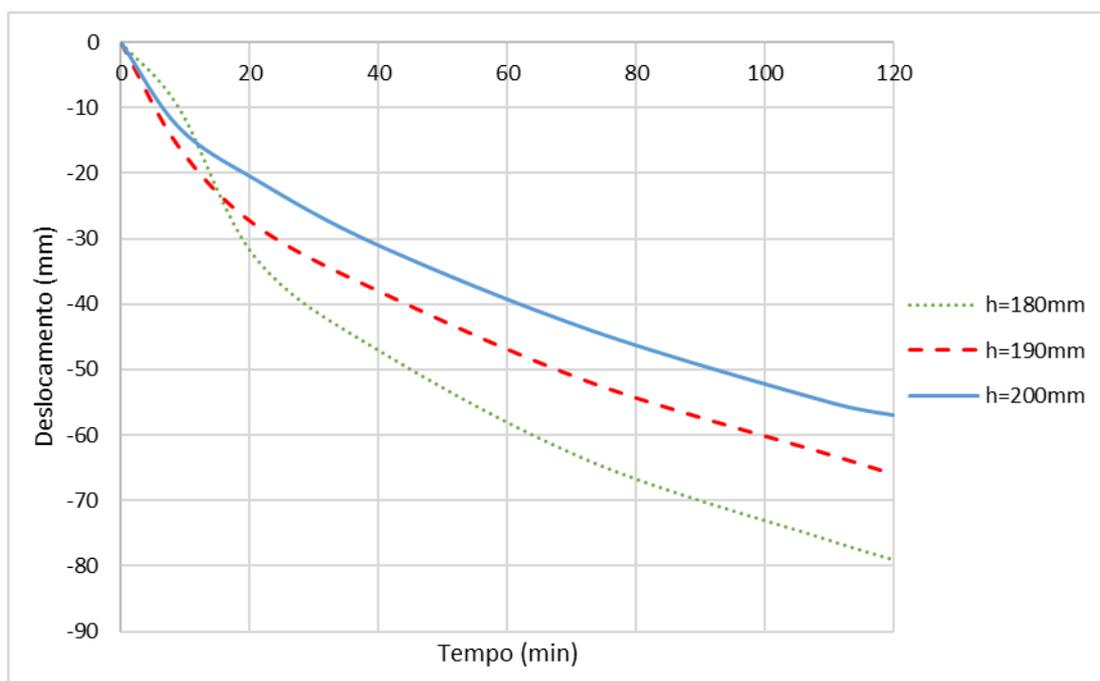
Nesse caso, todos os quatro parâmetros testados apresentam, de alguma forma, influência na obtenção dos deslocamentos verticais no meio do vão. O comportamento dos deslocamentos verticais de acordo com a variação de cada um desses parâmetros podem ser vistos nas Figuras 61 a 64.

Figura 63 – Comportamento do deslocamento vertical com a variação do fck do concreto



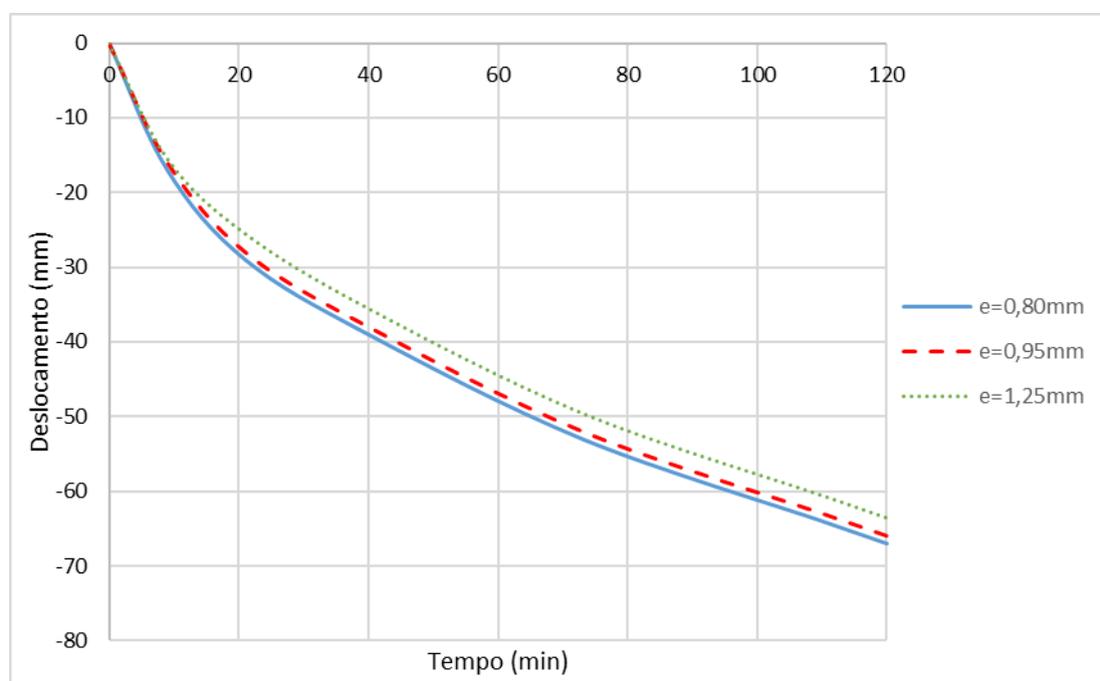
Fonte: O autor (2021)

Figura 64 - Comportamento do deslocamento vertical com a variação da altura total da laje



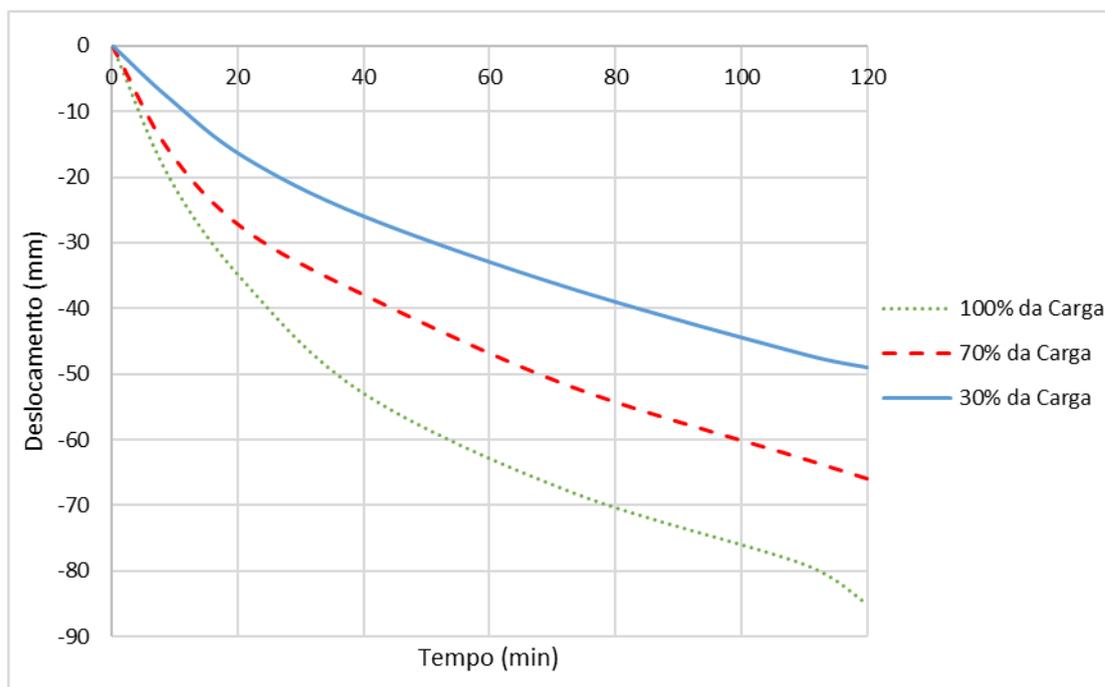
Fonte: O autor (2021)

Figura 65 - Comportamento do deslocamento vertical com a variação da espessura da fôrma de aço



Fonte: O autor (2021)

Figura 66 - Comportamento do deslocamento vertical com a variação carga total aplicada



Fonte: O autor (2021)

É perceptível que a alteração de alguns parâmetros apresentam um impacto mais significativo que outros no comportamento da laje steel deck em situação de incêndio. A variação da espessura da fôrma de aço e a mudança na resistência à compressão do concreto apresentam alterações no deslocamento vertical, porém, pouco significativa quando comparada com as mudanças de deslocamentos ocorridas quando é variado a porcentagem da carga aplicada ou a altura total da laje.

Para determinar a capacidade resistente de acordo com o método da ISO-834 é utilizado a Equação 80, onde a única variável da fórmula que pode sofrer alteração é a altura total da laje,  $d$ . Com uma altura de 180mm o deslocamento máximo é de 67,22mm, para a laje com 190mm de altura o deslocamento máximo é de 63,68mm e para a laje de 200mm o deslocamento vertical máximo é de 60,50mm. Com esses valores de deslocamento máximo determinado é possível obter o tempo em que as lajes atingem o critério da capacidade resistente de acordo com a ISO-834, esse tempo de resistência ao incêndio pode ser visto na Tabela 20.

Tabela 20 - Resumo da resistência ao fogo através do critério da capacidade resistente para os parâmetros analisados

<b>Caso</b>	<b>Capacidade Resistente (min) - ISO 834</b>	<b>Variação (min)</b>	<b>Variação (%)</b>
<b>Variação do fck</b>			
20MPa	110	-	-
30MPa	113	3	3%
60MPa	118	8	7%
<b>Variação da altura total da laje</b>			
180mm	83	-	-
190mm	110	27	33%
200mm	129	46	55%
<b>Variação da espessura da fôrma de aço</b>			
0,80mm	108	-	-
0,95mm	110	2	2%
1,25mm	119	11	10%
<b>Variação da carga aplicada</b>			
100%	62	-	-
70%	110	48	77%
30%	164	102	165%

Fonte: O autor (2021)

Pode-se observar um ganho significativo de resistência ao fogo na variação da altura total da laje e na variação da carga aplicada, uma variação de 10mm, aumentando de 180mm para 190mm a altura total da laje, proporciona um aumento de resistência ao fogo de 27 minutos. Já variando o fck do concreto de 20MPa para 60MPa, existe apenas um ganho de 8 minutos de resistência, não sendo uma solução efetiva. A variação da espessura da fôrma de aço apresenta um ganho de resistência semelhante ao da mudança do fck e a sua variação não impacta significativamente o tempo de resistência ao fogo, variando a espessura de 0,80mm para 1,25mm o ganho de tempo é de apenas 11 minutos.

Nos casos analisados o critério da capacidade resistente foi predominando para determinação da resistência ao incêndio de acordo com o método da ISO-834, uma vez que nenhuma das lajes ultrapassou 180°C da temperatura inicial, não atingindo o critério da capacidade térmica.

Dentre todos os parâmetros analisados através do modelo numérico, aquele que apresenta maior impacto na resistência ao incêndio é a variação da altura total da laje e caso uma laje steel deck não atenda aos critérios em situação de incêndio é recomendado como primeira solução aumentar a altura total dessa laje.

## 7 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- De acordo com a metodologia sugerida pela ABNT NBR 14323:2013 as lajes steel deck propostas pelos fabricantes sem a utilização de barras longitudinais adicionais não possuem capacidade de resistir a incêndios com duração superiores a 60 minutos, salvo três casos onde o fabricante limita a carga máxima aplicável à laje.

- O uso de barras longitudinais adicionais, também de acordo com a metodologia proposta pela ABNT NBR 14323:2013, é uma excelente forma de melhorar o desempenho das lajes steel deck em situação de incêndio, apresentando ganhos mais expressivos quando comparados com outras soluções como melhoramento da resistência característica do concreto, aumento da altura total da laje e aumento da espessura da fôrma de aço.

- A utilização de interface entre o aço e o concreto apresentou melhorias significativas nos modelos numéricos, tanto com relação à temperatura quanto aos deslocamentos. O uso de concretos com maior umidade melhora o comportamento do modelo com relação à movimentação de água livre no concreto com o aquecimento, mantendo a temperatura do concreto constante próximo aos 100°C até que toda água seja evaporada. Mesmo com esses aprimoramentos ainda são necessários aperfeiçoamentos nos modelos numéricos para obtenção de melhores resultados.

- Todas as situações analisadas estavam em um sistema isolado bi apoiado o que nos levam a resultados mais conservadores de resistência ao fogo, pois, dessa forma, não há redistribuição de esforços com os elementos estruturais próximos nem há a ocorrência do efeito membrana. Assim, os resultados obtidos de acordo com a ABNT NBR14323:2013 são ainda mais conservadores e um dimensionamento através dessa metodologia pode levar a situações antieconômicas.

- O principal ganho com a utilização de modelos numéricos é a possibilidade de alterar a geometria da laje, características dos materiais, condições de carregamento ou contorno e realizar análises sem utilização de recursos além do computacional e sem toda cautela e particularidade que a realização de um experimento necessita, além de uma maior economia de tempo.

Para a continuidade desta pesquisa sugere-se que sejam desenvolvidos os seguintes tópicos:

- Desenvolver mais ensaios experimentais em lajes steel deck em situação de incêndio com diferentes tipos de fôrmas, espessuras da fôrma, altura total da laje, com e sem armadura longitudinal adicional, a fim de obter mais dados para comparação com modelos numéricos e discutir os parâmetros mais importantes no dimensionamento da laje;
- Avançar na modelagem numérica avaliando outros tipos de elementos, aprimorando a interface entre os materiais aço-concreto, desenvolvendo novas estratégias para melhorar o complexo fenômeno da movimentação de água livre no concreto, inserindo armadura longitudinal adicional e armadura antiretração;
- Buscar fontes alternativas de melhorar a resistência ao fogo das lajes steel deck com o uso de proteção passiva e realizar ensaios experimentais para avaliar a eficiência e economia desses métodos;
- Realizar testes de convergência dos modelos numéricos com malhas menos refinadas para a análise termoestrutural visando diminuir o tempo computacional de análise dos modelos numéricos;
- Desenvolver estudos considerando a continuidade das lajes e o efeito membrana.

## REFERÊNCIAS

ABAQUS. **ABAQUS User's Manual**. ABAQUS© vs. 6.10. Providence, Rhode Island, USA. 2010

ABDEL-HALIM, M.A.H *et al.* Fire resistance of composite floor slabs using a model fire test facility. **Engineering Structures**, vol. 21, 1999, p. 176-182.

ABREU, M.S.D. **Pilar tubular em aço em situação de incêndio: Uma análise com o abaqus e com o ansys**. Dissertação de mestrado, 119 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2016.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto em situação de incêndio**: NBR 14323, Rio de Janeiro, 2013.

BAILEY, C.C.; WHITE, D.S.; MOORE, D.B. The tensile membrane action of unrestrained composite slabs simulated under fire conditions. **Engineering Structures**, vol.22, 2000.

BEDNAR, J.; FRANTISEK, W.; VODICKA, J.; KOHOUTKOVA, A. Experiments on membrane action of composite floor with steel fibre reinforced concrete slab exposed to fire. **Fire Safety Journal**, vol.59, p.111-121, 2013.

CORDEIRO, L.C.S. **Sobre lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio**. Dissertação de mestrado, 262 p., Universidade de São Paulo, São Paulo, 2014.

CORDEIRO, L.C.S.; SILVA, V.P. Sobre o dimensionamento de laje mista de aço e concreto em situação de incêndio. **Revista da Estrutura de Aço**, vol.5, p.39-58, 2016.

CORRÊA, C.; SILVA, J.J.R.; PIRES, T.A.C; BRAGA, G.C. Mapeamento de incêndios em edificações: Um estudo de caso na cidade do Recie. **Revista da Engenharia Civil IMED**, vol.2, p.15-34, 2015.

COSTA, L.M.D. **Análise experimental de pilares em aço com perfis formados a frio submetidos a altas temperaturas com dilatação axial livre e restringida**. Dissertação de mestrado, 190 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2013.

DE NARDIN, S.; EL DEBS, A.L.H.C. Experiments on membrane action of composite floor with steel fibre reinforced concrete slab exposed to fire. **Proceedings of The Institution of Civil Engineers - Civil Engineering**. vol.166, p.20-27, 2013.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **Eurocode 4 - Design of composite steel and concrete structures. Part 1-2: General rules - Structural Fire Design**. Brussels, 2005.

FOSTER, S.; CHLADNÁ, M.; HSIEH, C.; BURGESS, I.; PLANK, R. Thermal and structural behaviour of a full-scale composite building subject to a severe fire. **Fire Safety Journal**. vol.42, p.183-189, 2007.

GUO, S.; BAILEY, C.G.. Experimental behaviour of composite slabs during heating and cooling fire stages. **Engineering Structures**, vol.33, p.563-571, 2011.

GUO, S. Experimental and numerical study on restrained composite slabs during heating and cooling. **Journal of Constructional Steel Research**, vol.69, p.95-105, 2012.

HAMERLINCK, R.; TWILT, L.; STARK, J.W.B. A numerical model for fire-exposed composite steel/concrete slabs. **10th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures**, 1990, p.115 - 130.

INTERNATIONAL STANDARD. **Fire resistance tests - elements of building construction - Part 1: General requirements**.: ISO 834-1, Genève, 1999.

LI, G.Q.; ZHANG, N.; JIANG, J. Experimental investigation on thermal and mechanical behaviour of composite floors exposed to standard fire. **Fire Safety Journal**, vol.89, p.63-76, 2017.

Coz-Díaz, J.J.; Martínez-Martínez, J.E.; Alonso-Martínez, M.; Rabanal, F.P.A. Comparative study of LightWeight and Normal Concrete composite slabs behaviour under fire conditions. **Engineering Structures**, vol. 207, 2020.

LIM, L.; BUCHANAN, A.; MOSS, P.; FRANSSEN, J. Numerical modelling of two-way reinforced concrete slabs in fire. **Engineering Structures**, vol.26, p.1081-1091, 2004.

SOUSA, P.F.S. **Lajes mistas com fôrma de aço incorporada em situação de incêndio – análises experimental e numérica**. Dissertação de mestrado, 80 p., Universidade Federal de Pernambuco, Recife, 2018.

PIRES, T.A.C. Fire resistance of composite columns made of concrete filled circular hollow sections and restrained thermal elongation. **8th International Conference on Structures in Fire**, 2014, p.745 - 752.

RAMOS, A.L. **Análise numérica de pisos mistos de aço-concreto de pequena altura**. Dissertação de mestrado, 138 p., Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

Costa, C.N. **Dimensionamento de Elementos de Concreto Armado em Situação de Incêndio**. Dissertação de doutorado, 724 p., Universidade São Paulo, São Paulo, 2008.

SANTOS, D.B.R. **Modelagem numérica de lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio**. Dissertação de mestrado, 243 p., Universidade de São Paulo, São Paulo, 2014.

SANTOS, M.M.L. **Considerações iniciais sobre o comportamento de lajes mistas "steel deck" em situação de incêndio.** Trabalho de Conclusão de Curso, 52 p., Universidade Federal de Pernambuco, 2016.

SANTOS, D.B.R.; MUNAIAR NETO, J. Análise numérica de lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio: influência dos campos térmicos no método do momento fletor plástico. **XXXIV Iberian-Latin-American Congress on Computational Methods in Engineering**, 2013.

WELLMAN, E.I.; VARMA, A.H.; FIKE, R.; KODUR, V. Experimental evaluation of thin composite floors assemblies under fire loading. **Journal of Structural Engineering**, vol.137, p.1002-1016, 2011.

MATOS, W.M. **Steel deck – tecnologia de lajes mistas que dispensa escoramento.** Engenhariaetc, 2015. Disponível em: <<https://engenhariaetc.wordpress.com/2015/06/14/steel-deck-tecnologia-de-lajes-mistas-que-dispensa-escoramento/>>. Acesso em: 22 de novembro de 2020.

HECKE, M. B. **Estudo de transferência de calor usando o abaqus 6.12 student edition – chaminé com variação de temperatura interna e externa.** Universidade Federal do Paraná, 2010

**APÊNDICE A – RESISTÊNCIA AO FOGO ATRAVÉS DO MÉTODO DO  
ISOLAMENTO TÉRMICO PROPOSTO PELA NBR 14323:2013**

<b>Fabricante 1</b>			
<b>Altura de concreto (mm)</b>	<b>Altura total da laje (mm)</b>	<b>Altura efetiva (mm)</b>	<b>RF - Isolamento Térmico (min)</b>
51	110	88,5	60
61	120	98,5	60
71	130	108,5	90
81	140	118,5	90
91	150	128,5	120
101	160	138,5	120
111	170	148,5	120
121	180	158,5	180
131	190	168,5	180
141	200	178,5	180
151	210	188,5	180
161	220	198,5	180
171	230	208,5	180
181	240	218,5	180
191	250	228,5	180

<b>Fabricante 2 - hf: 50mm</b>			
<b>Altura de concreto (mm)</b>	<b>Altura total da laje (mm)</b>	<b>Altura efetiva (mm)</b>	<b>RF - Isolamento Térmico (min)</b>
50	100	75	30
60	110	85	60
70	120	95	60
80	130	105	90
90	140	115	90
100	150	125	120
110	160	135	120
120	170	145	120

<b>Fabricante 2 - hf: 75mm</b>			
<b>Altura de concreto (mm)</b>	<b>Altura total da laje (mm)</b>	<b>Altura efetiva (mm)</b>	<b>RF - Isolamento Térmico (min)</b>
55	130	92,5	60
65	140	102,5	90
75	150	112,5	90
85	160	122,5	120
95	170	132,5	120
105	180	142,5	120
115	190	152,5	180
125	200	162,5	180

**APÊNDICE B – RESISTÊNCIA AO FOGO ATRAVÉS DO MÉTODO DA  
CAPACIDADE RESISTENTE PROPOSTO PELA NBR 14323:2013**

Fabricante 1															
Altura de concreto (mm)	Altura total da laje (mm)	Espessura da Fôrma (mm)	Peso Próprio (kN/m <sup>2</sup> )	VÃO MÁXIMO - SISTEMA BIAPOIADO (mm)											
				2000	2200	2400	2600	2800	3000	3200	3400	3600	3800	4000	4200
51	110	0,80	1,94	40	39	38	37	48	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	1,97	41	40	39	38	47	47	-	-	-	-	-	-
		1,25	1,99	42	41	41	40	39	38	47	47	47	-	-	-
61	120	0,80	2,18	41	40	39	49	49	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,21	42	41	40	39	49	49	-	-	-	-	-	-
		1,25	2,23	42	41	40	39	37	47	47	47	-	-	-	-
71	130	0,80	2,42	42	41	40	49	49	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,45	43	42	41	50	50	50	50	-	-	-	-	-
		1,25	2,47	42	41	41	40	39	47	47	48	48	48	-	-
81	140	0,80	2,66	43	42	50	50	50	50	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,69	44	43	42	50	50	51	51	-	-	-	-	-
		1,25	2,71	43	42	41	41	40	48	49	49	49	50	-	-
91	150	0,80	2,90	44	42	50	51	51	51	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,93	43	43	42	51	51	51	51	-	-	-	-	-
		1,25	2,95	43	43	42	41	49	49	49	49	49	50	-	-
101	160	0,80	3,14	44	43	51	51	51	51	-	-	-	-	-	-
		0,95	3,17	45	44	51	51	51	52	52	-	-	-	-	-
		1,25	3,19	44	43	42	42	49	49	49	50	50	50	-	-
111	170	0,80	3,38	44	43	51	52	52	52	-	-	-	-	-	-
		0,95	3,41	45	44	52	52	52	52	52	52	-	-	-	-
		1,25	3,43	45	44	43	42	50	50	50	50	51	51	51	-
121	180	0,80	3,62	45	51	51	52	52	52	53	-	-	-	-	-
		0,95	3,65	6	45	52	52	52	52	53	53	-	-	-	-
		1,25	3,67	45	44	43	50	50	50	50	50	51	51	51	-
131	190	0,80	3,86	45	52	52	52	52	53	-	-	-	-	-	-
		0,95	3,89	46	45	52	52	52	53	53	53	-	-	-	-
		1,25	3,91	45	47	44	50	50	50	51	51	51	52	52	-
141	200	0,80	4,10	45	52	52	52	52	53	53	-	-	-	-	-
		0,95	4,13	46	52	52	53	53	53	53	53	-	-	-	-
		1,25	4,15	46	45	44	51	51	51	51	51	51	51	52	-
151	210	0,80	4,34	45	53	51	53	53	53	53	-	-	-	-	-
		0,95	4,37	46	53	53	53	53	53	53	54	-	-	-	-
		1,25	4,39	46	45	44	51	51	51	51	51	52	52	52	-
161	220	0,80	4,58	53	53	53	53	53	53	54	-	-	-	-	-
		0,95	4,61	47	52	53	53	53	54	54	54	-	-	-	-
		1,25	4,63	46	45	51	51	51	51	51	52	52	52	52	-
171	230	0,80	4,82	53	53	53	53	53	53	54	-	-	-	-	-
		0,95	4,85	47	53	53	53	54	54	54	54	-	-	-	-
		1,25	4,87	46	46	51	51	51	51	52	52	52	52	53	53
181	240	0,80	5,06	53	53	53	53	53	54	54	-	-	-	-	-
		0,95	5,09	47	53	53	53	54	54	54	54	54	-	-	-
		1,25	5,11	46	46	51	51	51	52	52	52	53	53	53	53
191	250	0,80	5,30	53	53	53	53	53	54	54	-	-	-	-	-
		0,95	5,33	47	53	53	54	54	54	54	54	55	-	-	-
		1,25	5,35	47	46	51	51	52	52	52	52	52	53	53	53



Fabricante 2 - hf: 75mm																			
Altura de concreto (mm)	Altura total da laje (mm)	Espessura da Fôrma (mm)	Peso Próprio (kN/m <sup>2</sup> )	VÃO MÁXIMO - SISTEMA BIAPOIADO (mm)															
				2000	2100	2200	2300	2400	2500	2600	2700	2800	2900	3000	3150	3300	3500	3750	4000
55	130	0,80	2,27	46	46	46	46	46	46	46	46	46	46	46	46	46	46	46	
		0,95	2,28	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	46	46	46	46	46
		1,25	2,32	47	47	47	47	46	46	46	46	46	46	46	45	45	44	44	44
65	140	0,80	2,50	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47
		0,95	2,52	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	46	46	46	46
		1,25	2,55	49	47	47	47	47	47	47	47	47	46	46	46	46	46	46	47
75	150	0,80	2,74	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47
		0,95	2,75	48	48	48	48	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47	47
		1,25	2,79	52	49	48	48	48	47	47	47	47	47	47	47	46	46	46	45
85	160	0,80	2,97	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48
		0,95	2,99	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	47	47	47	47	47
		1,25	3,02	55	51	49	48	48	48	48	48	48	48	48	47	47	47	46	46
95	170	0,80	3,21	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48
		0,95	3,23	49	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	47	47	47
		1,25	3,26	57	54	51	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	47	47	46
105	180	0,80	3,44	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48
		0,95	3,46	51	49	49	49	49	49	48	48	48	48	48	48	48	48	47	47
		1,25	3,50	59	56	53	50	49	49	48	48	48	48	48	48	47	47	47	47
115	190	0,80	3,68	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48	48
		0,95	3,70	53	50	49	49	49	49	49	48	48	48	48	48	48	48	48	48
		1,25	3,73	62	58	55	53	50	49	49	49	49	48	48	48	48	47	47	47
125	200	0,80	3,91	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49
		0,95	3,93	55	52	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	49	48	48	48
		1,25	3,97	63	60	57	55	5250	49	49	49	49	49	49	48	48	48	48	

## Fabricante 1 com barra longitudinal adicional de 8mm

Altura de concreto (mm)	Altura total da laje (mm)	Espessura da Fôrma (mm)	Peso Próprio (kN/m <sup>2</sup> )	VÃO MÁXIMO - SISTEMA BIAPOIADO (mm)											
				2000	2200	2400	2600	2800	3000	3200	3400	3600	3800	4000	4200
51	110	0,80	1,94	80	79	77	76	88	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	1,97	76	75	77	73	85	85	-	-	-	-	-	-
		1,25	1,99	69	68	67	66	65	63	75	75	76	-	-	-
61	120	0,80	2,18	81	80	78	90	90	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,21	78	77	76	74	86	86	-	-	-	-	-	-
		1,25	2,23	70	69	68	67	66	77	77	77	78	-	-	-
71	130	0,80	2,42	81	80	79	90	90	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,45	79	78	76	87	87	87	87	-	-	-	-	-
		1,25	2,47	71	70	69	68	67	78	78	78	78	79	-	-
81	140	0,80	2,66	82	81	91	91	91	91	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,69	80	78	77	87	87	88	88	-	-	-	-	-
		1,25	2,71	72	71	70	69	68	78	79	79	79	80	-	-
91	150	0,80	2,90	83	82	91	91	92	-	-	-	-	-	-	-
		0,95	2,93	80	79	78	88	88	88	89	-	-	-	-	-
		1,25	2,95	73	72	71	70	79	79	79	80	80	80	-	-
101	160	0,80	3,14	83	82	91	92	92	92	-	-	-	-	-	-
		0,95	3,17	80	79	88	88	88	88	89	-	-	-	-	-
		1,25	3,19	73	72	71	70	79	80	80	80	80	81	-	-
111	170	0,80	3,38	83	82	92	92	92	93	-	-	-	-	-	-
		0,95	3,41	81	80	88	88	89	89	89	90	-	-	-	-
		1,25	3,43	73	72	71	70	80	80	80	81	81	81	81	-
121	180	0,80	3,62	84	92	92	93	93	93	93	-	-	-	-	-
		0,95	3,65	81	80	89	89	89	89	90	90	-	-	-	-
		1,25	3,67	74	73	72	80	80	80	80	81	81	81	82	-
131	190	0,80	3,86	84	93	93	93	93	93	94	-	-	-	-	-
		0,95	3,89	81	80	89	89	90	90	90	90	-	-	-	-
		1,25	3,91	74	76	72	80	80	81	81	81	81	82	82	-
141	200	0,80	4,10	84	93	93	93	93	93	94	-	-	-	-	-
		0,95	4,13	82	89	89	90	90	90	90	90	-	-	-	-
		1,25	4,15	75	73	73	81	81	81	81	82	82	82	82	-
151	210	0,80	4,34	84	93	91	93	94	94	94	-	-	-	-	-
		0,95	4,37	82	89	90	90	90	90	90	91	-	-	-	-
		1,25	4,39	75	74	73	81	81	81	81	82	82	82	82	-
161	220	0,80	4,58	93	93	93	94	94	94	94	-	-	-	-	-
		0,95	4,61	82	88	90	90	90	91	91	91	-	-	-	-
		1,25	4,63	75	74	81	81	81	81	82	82	82	83	83	-
171	230	0,80	4,82	93	93	93	94	94	94	95	-	-	-	-	-
		0,95	4,85	82	90	90	90	90	91	91	91	-	-	-	-
		1,25	4,87	75	74	81	81	81	81	82	82	82	82	83	83
181	240	0,80	5,06	93	93	94	94	94	94	95	-	-	-	-	-
		0,95	5,09	82	90	90	90	90	91	91	91	-	-	-	-
		1,25	5,11	75	74	81	81	82	82	82	82	92	82	83	83
191	250	0,80	5,30	93	94	94	94	94	95	95	-	-	-	-	-
		0,95	5,33	82	90	90	90	91	91	91	91	92	-	-	-
		1,25	5,35	74	73	79	79	80	80	80	80	80	81	81	81

Fabricante 2 - hf: 50mm com barra longitudinal adicional de 8mm																				
Altura de concreto (mm)	Altura total da laje (mm)	Espessura da Forma (mm)	Peso Próprio (kN/m <sup>2</sup> )	VÃO MÁXIMO - SISTEMA BIAPOIADO (mm)																
				1800	1900	2000	2100	2200	2300	2400	2500	2600	2650	2700	2800	2900	3000	3100	3200	
50	100	0,80	1,85	87	87	87	87	87	87	87	87	88	88	88	88	88	88	88	88	
		0,95	1,86	80	80	80	81	81	81	81	81	81	81	81	82	82	82	82	82	83
		1,25	1,89	71	71	71	71	71	72	72	72	72	72	72	73	73	73	74	74	74
60	110	0,80	2,08	87	87	87	87	87	87	87	87	87	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	2,10	81	81	81	81	81	82	82	82	82	82	82	82	82	83	83	83	83
		1,25	2,13	71	72	72	72	73	73	73	73	73	73	74	74	74	74	75	75	75
70	120	0,80	2,32	87	87	87	87	87	87	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	2,33	81	81	81	81	81	82	82	82	82	82	83	83	83	83	83	83	84
		1,25	2,36	74	72	72	73	73	73	73	73	74	74	74	74	74	75	75	75	76
80	130	0,80	2,55	87	87	87	87	87	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	2,57	81	81	81	81	82	82	82	82	82	82	82	82	83	83	83	83	84
		1,25	2,60	78	73	73	73	73	73	73	73	74	74	74	74	75	75	75	76	76
90	140	0,80	2,79	87	87	87	87	87	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	2,80	81	81	81	82	82	82	82	82	82	82	83	83	83	83	83	83	84
		1,25	2,83	81	77	73	73	73	74	74	74	74	74	75	75	75	75	76	76	76
100	150	0,80	3,02	87	87	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	3,04	81	81	82	82	82	82	82	82	82	82	83	83	83	83	83	83	84
		1,25	3,07	85	80	76	73	73	74	74	74	74	74	74	75	75	75	76	76	76
110	160	0,80	3,26	87	87	87	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	3,27	84	82	82	82	82	82	82	82	83	83	83	83	83	83	83	84	84
		1,25	3,30	88	83	79	74	74	74	74	74	74	74	75	75	75	76	76	76	77
120	170	0,80	3,49	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	88	89
		0,95	3,51	86	82	82	82	82	82	82	82	83	83	83	83	83	83	83	83	84
		1,25	3,54	90	86	81	77	74	74	74	74	74	74	75	75	75	76	76	76	76

Fabricante 2 - hf: 75mm com barra longitudinal adicional de 8mm																		
Altura de concreto (mm)	Altura total da laje (mm)	Espessura da Forma (mm)	Peso Próprio (kN/m <sup>2</sup> )	VÃO MÁXIMO - SISTEMA B/APOIADO (mm)														
				2000	2100	2200	2300	2400	2500	2600	2700	2800	2900	3000	3150	3300	3500	3750
55	130	0,80	2,27	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93
		0,95	2,28	87	87	87	87	87	86	86	86	86	86	86	86	86	85	85
65	140	1,25	2,32	78	77	77	77	77	76	76	76	76	76	75	75	74	74	73
		0,80	2,50	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93	93
75	150	0,95	2,52	87	87	87	87	87	87	87	87	87	87	86	86	86	86	85
		1,25	2,55	80	78	78	78	78	77	77	77	77	76	76	76	75	74	74
85	160	0,80	2,74	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94
		0,95	2,75	88	87	87	87	87	87	87	87	87	87	86	86	86	86	85
95	170	1,25	2,79	85	80	78	78	78	78	78	77	77	77	76	76	75	75	74
		0,80	2,97	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94
105	180	0,95	2,99	88	88	88	87	87	87	87	87	87	87	87	87	86	86	86
		1,25	3,02	90	84	79	78	78	78	78	78	77	77	77	77	76	75	75
115	190	0,80	3,21	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94
		0,95	3,23	89	88	88	88	88	87	87	87	87	87	87	87	86	86	86
125	200	1,25	3,26	94	88	83	79	78	78	78	78	78	77	77	77	76	76	75
		0,80	3,44	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94
115	190	0,95	3,46	92	88	88	88	88	88	88	87	87	87	87	87	86	86	86
		1,25	3,50	97	92	87	79	78	78	78	78	78	77	77	77	76	76	75
115	190	0,80	3,68	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94
		0,95	3,70	96	90	88	88	88	88	88	88	87	87	87	87	87	86	86
125	200	1,25	3,73	101	95	90	85	81	78	78	78	78	78	77	77	76	76	75
		0,80	3,91	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94	94
125	200	0,95	3,93	99	94	88	88	88	88	88	88	88	87	87	87	87	87	86
		1,25	3,97	104	98	93	88	84	79	79	78	78	78	77	77	77	77	76