

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE ESTRUTURAS

MARIANA LAVAGNOLLI ROSSI

**ANÁLISE NUMÉRICA DE PILARES MISTOS DE AÇO E CONCRETO
ISOLADOS E INSERIDOS EM PAREDES EM SITUAÇÃO DE
INCÊNDIO**

SÃO CARLOS
2019

MARIANA LAVAGNOLLI ROSSI

**ANÁLISE NUMÉRICA DE PILARES MISTOS DE AÇO E CONCRETO
ISOLADOS E INSERIDOS EM PAREDES EM SITUAÇÃO DE
INCÊNDIO**

VERSÃO CORRIGIDA

A versão original encontra-se na Escola de Engenharia de São Carlos

Dissertação apresentada ao Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, como parte integrante dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia de Estruturas.

Orientador: Prof. Dr. Jorge Munaiar Neto

SÃO CARLOS

2019

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da EESC/USP com os dados inseridos pelo(a) autor(a).

R333a Rossi, Mariana Lavagnolli
Análise numérica de pilares mistos de aço e concreto isolados e inseridos em paredes em situação de incêndio / Mariana Lavagnolli Rossi; orientador Jorge Munaiar Neto. São Carlos, 2019.

Dissertação (Mestrado) - Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil (Engenharia de Estruturas) e Área de Concentração em Estruturas -- Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, 2019.

1. Pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos. 2. Paredes. 3. Incêndio. 4. Modelagem numérica 5. Resistência ao fogo. I. Título.

FOLHA DE JULGAMENTO

Candidata: Engenheira **MARIANA LAVAGNOLLI ROSSI**.

Título da dissertação: "Análise numérica de pilares mistos de aço e concreto isolados e inseridos em paredes em situação de incêndio".

Data da defesa: 13/06/2019.

Comissão Julgadora:

Resultado:

Prof. Associado **Jorge Munaiar Neto**
(Orientador)

Aprovada

(Escola de Engenharia de São Carlos/EESC)

Profa. Dra. **Silvana De Nardin**

APROVADA

(Universidade Federal de São Carlos/UFSCar)

Prof. Dr. **Saulo José de Castro Almeida**

APROVADA

(Universidade Estadual de Campinas/UNICAMP)

Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
(Engenharia de Estruturas):

Prof. Associado **Vladimir Guilherme Haach**

Presidente da Comissão de Pós-Graduação:

Prof. Titular **Murilo Araujo Romero**

À minha família

AGRADECIMENTOS

Acredito que uma das principais virtudes que nós, seres humanos, podemos ter é um coração cheio de gratidão. Por esta razão, este trabalho não poderia ser concluído sem a participação de muitos que, de forma direta ou indireta, contribuíram para tornar essa realização possível. A todos estes quero aqui expressar a minha eterna gratidão.

A Deus, por seu amor incondicional, por caminhar comigo ao longo de todas as etapas da minha vida.

Aos meus pais, Geraldo e Ivone, por todos os ensinamentos e exemplos de vida, vocês são minha base. Obrigada pelo incentivo constante no aprimoramento profissional. Também a minha querida irmã, Amanda, pelo apoio e fiel amizade.

Ao meu orientador, professor Dr. Jorge Munaiar Neto, por ter caminhado junto comigo, me auxiliando de forma paciente sempre que precisei, minha profunda gratidão por todos os seus ensinamentos.

Ao meu irmão do coração, Yagho, pela sua constante ajuda no desenvolvimento deste trabalho, por dividir comigo sua experiência e conhecimento. Sou grata por ter te conhecido, pois sei que não só ganhei um parceiro de pesquisa como também um amigo, que levarei para sempre em meu coração.

A família que a USP e São Carlos me presenteou, em especial, Daniele, Murilo, Rafael, Ana, Gabriela, Marcela, Rafa, Wanessa, Carol, Mariana e Pedro, obrigada por compartilharem comigo tantos momentos, vocês tornaram a minha caminhada até aqui mais leve. Sou imensamente feliz por tê-los em minha vida.

Ao Departamento de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC – USP) pela oportunidade em realizar o mestrado.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pelo apoio direcionado à realização do trabalho.

“Tudo posso naquele que me fortalece”

Filipenses 4:13

RESUMO

ROSSI, M. L. **Análise numérica de pilares mistos de aço e isolados e inseridos em paredes em situação de incêndio.** 2019. 179p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2019.

A combinação de perfis de aço e concreto, simples ou armado, em elementos estruturais procura associar as vantagens que cada um dos materiais pode oferecer, tanto em termos de capacidade portante, quanto em termos construtivos. Quando submetidos à ação do fogo os elementos estruturais têm suas propriedades mecânicas, ao exemplo da resistência e da rigidez, reduzidas. Atualmente, os códigos normativos já contemplam a ação do fogo no dimensionamento de pilares mistos parcialmente revestidos, mas os considera somente isolados, com aquecimento em suas quatro faces e sem interação dos mesmos com a estrutura circundante. Nesse contexto, a presente pesquisa se insere no âmbito da investigação de propostas numéricas, com o auxílio do código computacional ABAQUS, voltadas aos pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos, isolados e inseridos em paredes, com a consideração de restrições térmicas nas extremidades, e submetidos à ação do fogo. As análises em contexto térmico constataram redução da temperatura do pilar quando revestidos com concreto, devido às propriedades térmicas deste material. Nas análises em contexto termoestrutural, verificou-se que, ao considerar a parede no comportamento termoestrutural dos pilares mistos a partir da inserção de molas axiais na direção axial das paredes, os resultados numéricos tornaram-se mais próximos de resultados experimentais de referência. Adicionalmente, foi possível verificar que a contribuição da parede no comportamento termoestrutural dos pilares mistos é menor quando comparado com os pilares de aço em relação a rigidez do sistema quando em situação de incêndio. Além disso, análises a respeito da influência do fator de carga e do nível de restrição rotacional e axial na resistência ao fogo também foram realizadas. O nível de carregamento, quando aumentado, influenciou negativamente todos os pilares desta pesquisa. Sobre a rigidez rotacional, ela pouco influenciou a resistência ao fogo na maior parte dos casos e, quando influenciava, observa-se resultado benéfico. Em relação à elevação da restrição axial, essa afetou o tempo crítico dos pilares mistos para a maior parte dos casos analisados.

Palavras-chave: Pilares misto de aço e concreto parcialmente revestidos. Paredes. Incêndio. Modelagem numérica. Resistência ao fogo.

ABSTRACT

ROSSI, M. L. **Numerical analysis of isolated and embedded on walls steel and concrete composite columns under fire situation.** 2019. 179p. Dissertation (M. Sc in Structural Engineering) - School of Engineering of São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2019.

The combination of steel and concrete profiles, simple or reinforced, in structural elements seeks to associate the advantages that each of the materials can offer, both in terms of bearing capacity and in constructive terms. When subjected to the action of fire the structural elements have their mechanical properties, to the example of resistance and stiffness, reduced. Nowadays, the normative codes already contemplate the action of the fire in the dimensioning of partially encased steel and concrete composite columns, but considers them only isolated, with heating in its four faces and without interaction of the same with the surrounding structure. In this context, the present research is part of numerical strategies proposals, with the aid of the ABAQUS computational code, directed to the steel and concrete composite columns, partially encased, isolated and embedded on walls, with consideration of thermal restrictions at the ends, and subjected to the action of fire. The thermal analysis showed a reduction of the columns temperature when encased with concrete, due to the thermal properties of this material. In the analyzes in thermomechanical context, it was verified that, when considering the wall in the thermomechanical behavior of the steel and concrete composite columns from the insertion of axial springs in the axial direction of the walls, numerical results became closer to reference experimental results. Additionally, it was possible to verify that the influence of the wall in the thermomechanical behavior of the steel and concrete composite columns is smaller when compared to the steel columns in relation to the stiffness of the system under fire situation. In addition, analyzes on the influence of the load factor and the level of axial and rotational restraint on fire resistance were also performed. The loading level, when increased, negatively influenced all the columns of this research. About rotational stiffness, it hardly influenced the fire resistance in most cases and, when it influenced, showed a beneficial result. In relation to the increase of the axial restriction, this affected the critical time of the steel and concrete composite columns for most of the cases analyzed.

Keywords: Steel and concrete composite columns partially encased. Walls. Fire. Numerical Modeling. Fire resistance.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1- Seção transversal de um pilar misto de aço e concreto parcialmente revestido ...	23
Figura 1.2 - Etapas realizadas para análise dos pilares mistos em situação de incêndio	27
Figura 2.1- Curva “Força de restrição x Temperatura” para diferentes critérios de colapso ..	32
Figura 2.2- Visão geral do sistema de restrição do ensaio experimental	37
Figura 2.3- Seções transversais dos pilares mistos totalmente revestidos ensaiados	39
Figura 2.4- Evolução das forças axiais relativas para as seções do tipo A e C	39
Figura 2.5- Grau de confinamento do concreto	41
Figura 2.6 - Deslocamentos axiais para os pilares com e sem restrição axial.....	42
Figura 2.7- Deformada do pilar inserido em parede.....	45
Figura 2.8- Comportamento de pilares inseridos em paredes com aquecimento em uma face	46
Figura 2.9 - Seções transversais dos pilares totalmente revestidos por concreto	48
Figura 2.10- Representação do isolamento dos pilares testados	51
Figura 2.11- Diferentes padrões de aquecimento. a) Pilares isolados b) Pilares inseridos em paredes	52
Figura 2.12 – Casos estudados em Regobello (2007)	54
Figura 2.13 - Configurações de diferentes orientações dos perfis frente à ação térmica	55
Figura 2.14 - Condições de contorno para análise termoestrutural em Dorr (2010).....	56
Figura 2.15- Diferentes associações entre perfil metálico e alvenaria	57
Figura 2.16- Evolução da força de restrição em relação ao tempo de exposição.....	59
Figura 2.17- Características dos perfis metálicos utilizados	61
Figura 2.18 - Dimensões da seção transversal dos pilares mistos	62
Figura 2.19 - Arranjo das vigas superiores do sistema de restrição:	63
Figura 2.20- Sistema completo utilizado por Rocha (2016) em seu ensaio experimental de um pilar em contato com paredes	64
Figura 2.21- Posições dos termopares nas seções dos pilares mistos	65
Figura 2.22- -Modelo numérico proposto por Rocha (2016)	66
Figura 2.23- Modelos térmicos para os pilares de aço: a) H100-ORT-T7; b) H100-PAR-T7.	68
Figura 2.24- Modelagem numérica baseado na estratégia numérica II para o pilar H220-PAR-T15.....	69
Figura 3.1- Elementos finitos do tipo casca	75

Figura 3.2- Representação dos modelos térmicos para os pilares: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11	76
Figura 3.3- Comparação entre as curvas experimentais e a curva de incêndio-padrão ISO 834:1999 para os pilares estudados.....	78
Figura 3.4- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar isolado H220-CONC-ISO	80
Figura 3.5- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-ORTO-T11	80
Figura 3.6- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-ORTO-T15	81
Figura 3.7- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-PAR-T11	81
Figura 3.8- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-PAR-T15	82
Figura 3.9 - Curva referente à temperatura em função do tempo para os pilares H220-ISO misto e metálico	83
Figura 3.10- Curva referente à temperatura em função do tempo para os pilares H220-ORT- T15 misto e metálico.....	84
Figura 3.11- Curva referente à temperatura em função do tempo para os pilares H220-PAR- T15 misto e metálico.....	85
Figura 3.12- Curva referente ao gradiente térmico em função do tempo para os pilares mistos inseridos em paredes	86
Figura 3.13- Curva referente ao aquecimento do forno no ensaio experimental para os pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes.....	87
Figura 4.1- Representação da estratégia numérica I para o pilar misto isolado H220-CONC- ISO	91
Figura 4.2- Representação da estratégia numérica I para o pilar misto H220-CONC-ORT-T11	92
Figura 4.3- Representação da estratégia numérica II para o pilar misto H220-CONC-ORT-T11	93
Figura 4.4 – Calibração da mola de extremidade para o pilar isolado	94
Figura 4.5- Validação do modelo numérico do pilar isolado misto de aço e concreto utilizando a estratégia numérica I	95

Figura 4.6- Resultados da modelagem numérica termoestrutural para os pilares inseridos em paredes com espessura de 11cm: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11.....	96
Figura 4.7- Resultados da modelagem numérica termoestrutural para os pilares inseridos em paredes com espessura de 15cm:a) H220-CONC-ORT-T15; b) H220-CONC-PAR-T15.....	96
Figura 4.8 - Análise da influência do concreto para os pilares inseridos em paredes	98
Figura 4.9- Detalhamento do quadro metálico acoplado na lateral da parede	100
Figura 4.10- Representação das direções de travamento das paredes	101
Figura 4.11- Comparação entre os resultados numéricos e experimental para diferentes travamentos da lateral das paredes: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11; c) H220-CONC-ORT-T15; d) H220-CONC-PAR-T15	102
Figura 4.12- Representação gráfica do comportamento elastoplástico perfeito da mola axial inserida na lateral das paredes	104
Figura 4.13- Validação da modelagem numérica para os pilares mistos de aço e concreto com parede de 15 cm utilizando a estratégia numérica II: a) H220-CONC-ORT-T15; b) H220-CONC-PAR-T15	105
Figura 4.14- Validação da modelagem numérica para os pilares mistos de aço e concreto com paredes de 11 cm utilizando a estratégia numérica II: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11	106
Figura 4.15- Posicionamento dos transdutores de deslocamento no topo do pilar no ensaio experimental realizado em ROCHA (2016)	107
Figura 4.16- Análise do deslocamento axial para o pilar misto de aço e concreto isolado...	108
Figura 4.17- Análise do deslocamento axial para os pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes	109
Figura 4.18- Resultados experimental e numérico para o pilar misto isolado em Rocha (2016)	110
Figura 4.19- Resultados numéricos para os pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes em Rocha (2016)	111
Figura 4.20- Resultados numéricos para os pilares de aço com perfil HEA100 e HEA220 inseridos em paredes descritos em Simões (2018)	112
Figura 5.1- Influência do aumento da rigidez axial e rotacional para um nível de carga de 30% para o pilar misto isolado	116
Figura 5.2- Influência do aumento das rigidezes axial e rotacional para um nível de carga de 30% para os pilares inseridos em paredes: a) H220-CONC-PAR-T15; b) H220-CONC-ORT-T15.....	117

Figura 5.3- Influência da variação do fator de carga no desempenho das forças axiais relativas para o pilar misto de aço e concreto isolado.	118
Figura 5.4 - Influência da variação do fator de carga no desempenho das forças axiais relativas para os pilares mistos H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15.....	120
Figura 5.5- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais relativas para o pilar misto isolado H220-CONC-ISO	122
Figura 5.6- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais relativas para os pilares misto H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15.....	123
Figura 5.7- Influência do nível de rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais relativas para o pilar mistos isolado H220-CONC-ISO	125
Figura 5.8- Influência do nível de rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais relativas para os pilar inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15.....	126

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1- Parâmetros determinados após calibração para o modelo térmico.....	69
Tabela 3.1- Características dos pilares mistos utilizados na modelagem numérica.....	74
Tabela 3.2 - Parâmetros adotados para calibração do modelo numérico térmico	79
Tabela 4.1– Intensidade da rigidez térmica para o pórtico de restrição dos ensaios segundo Correia, Rodrigues e Gomes (2013)	94
Tabela 5.1- Valores da rigidez axiais e rotacional definidas em Correia, Rodrigues e Gomes (2013)	116

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	23
1.1	Objetivos.....	25
1.2	Justificativa	26
1.3	Metodologia.....	26
1.4	Organização do Trabalho	28
2	ESTADO DA ARTE.....	31
2.1	Aspectos Gerais sobre as Restrições Térmicas	31
2.1.1	Restrição Axial	34
2.1.2	Restrição Rotacional.....	34
2.2	Principais Pesquisas Científicas sobre Pilares Mistos de Aço e Concreto	
Isolados	35
2.2.1	Alguns Estudos Experimentais	35
2.2.2	Alguns Estudos Numéricos	40
2.2.3	Estudos Experimentais e Numéricos	43
2.3	Pilares sujeitos a Gradientes Térmicos.....	44
2.3.1	O Fenômeno <i>Thermal Bowing</i>	44
2.3.2	Pesquisas Científicas sobre Pilares de Aço e Mistos de Aço e Concreto com Aquecimento não Uniforme na Seção Transversal: sem a presença das Paredes	47
2.3.3	Consideração do gradiente térmico em pilares de aço e mistos de aço e concreto inseridos em paredes.....	52
2.4	Considerações Finais	70
3	ANÁLISES NUMÉRICAS REALIZADAS EM CONTEXTO TÉRMICO .	73
3.1	Definição do Modelo.....	73
3.2	Elementos Finitos Utilizados na Modelagem Numérica	74
3.3	Condições de Contorno, Propriedades e Interações entre os Materiais	
Utilizados	76
3.4	Validação dos Modelos Térmicos.....	79
3.5	Influência do Concreto e da Parede no Comportamento Térmico de	
Pilares	82
3.5.1	Análise do Gradiente Térmico de Pilares Mistos Inseridos em Paredes ..	85

4	ANÁLISES NUMÉRICAS REALIZADAS EM CONTEXTO	
	TERMOESTRUTURAL	89
4.1	Comentários Gerais	89
4.2	Estratégias de Modelagem.....	90
4.2.1	Aplicação da <i>estratégia numérica I</i>	93
4.2.1.1	Influência do concreto no comportamento termoestrutural dos pilares	97
4.2.2	Influência das Paredes no Comportamento Termoestrutural de Pilares ..	99
4.2.3	Aplicação da <i>estratégia numérica II</i>	103
4.2.3.1	Considerações referentes aos resultados numéricos proporcionados pela <i>estratégia numérica II</i>	106
4.2.4	Análise do Deslocamento Axial.....	107
4.3	Resultados Numéricos Termoestruturais – Um Breve Resumo	112
5	ANÁLISE PARAMÉTRICA	115
5.1	Influência do Fator de Carga.....	118
5.1.1	Pilar Misto de Aço e Concreto Isolado	118
5.1.2	Pilar Misto de Aço e Concreto Inserido em Paredes	119
5.2	Influência da Restrição Térmica	121
5.2.1	Quanto à Restrição Rotacional.....	121
5.2.2	Quanto à Restrição Axial	124
6	CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	129
6.1	Com relação à proposta de Modelagem Térmica	130
6.2	Com relação à proposta de Modelagem Termoestrutural	130
6.3	Com relação às Análises Paramétricas	132
6.4	Sugestões para Trabalhos Futuros	132
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	135
	APÊNDICE A	141
	APÊNDICE B	149
	APÊNDICE C	155
	ANEXO A.....	171
	ANEXO B.....	175

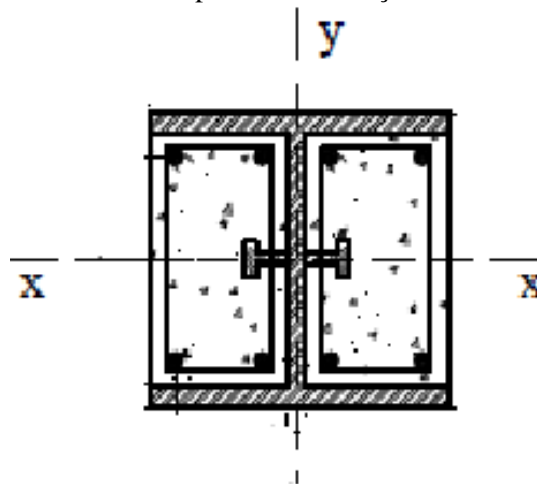
CAPÍTULO 1

1 INTRODUÇÃO

Dentre as inúmeras vantagens da utilização das estruturas mistas de aço e concreto, merece destaque aquela atrelada à boa resistência ao fogo. O concreto por possuir menor condutividade térmica que o aço, ao se unir ao mesmo tende a aumentar a sua resistência ao fogo, pois age como revestimento, além de contribuir estruturalmente. O aço, por sua vez, reduz os efeitos de fissuração e *spalling* do concreto.

Este tipo de concepção estrutural surgiu no século XIX com a utilização do concreto apenas para combate ao fogo e à corrosão. A seção era completa ou parcialmente revestida, usando muitas vezes concretos de baixa resistência e desprezando a resistência adicional que o concreto conferia a seção (ROCHA, 2012). Hoje, as estruturas mistas de aço e concreto são dimensionadas de forma que ambos os elementos resistam conjuntamente aos esforços atuantes, razão pela qual no contexto desta pesquisa será realizado um estudo em face do comportamento de pilares mistos parcialmente revestidos (Figura 1.1)

Figura 1.1- Seção transversal de um pilar misto de aço e concreto parcialmente revestido



Fonte: ABNT NBR 8800 (2008)

Na atualidade, as normas vigentes que abordam o dimensionamento de pilares mistos parcialmente revestidos em situação de incêndio são: a norma brasileira ABNT NBR 14323 (2013) e o Eurocode 4 Parte 1-2 (2005). No entanto contemplam apenas o cenário em que os pilares mistos estão submetidos ao aquecimento em todas as faces da seção transversal. Tendo

em vista o exposto, observa-se a necessidade de se pesquisar sobre essa temática uma vez que os sistemas estruturais se encontram na realidade inseridos em um ambiente compartimentado através do uso de paredes. Esta situação gera gradiente térmico na seção transversal proveniente de um lado do pilar estar sujeito à ação térmica e o outro não, o que acaba promovendo a formação de momentos fletores e a consequente curvatura no pilar, caracterizando o fenômeno denominado *Thermal Bowing*.

De acordo Correia et al. (2014), os estudos que levam em consideração o aquecimento não uniforme em pilares devido ao uso de paredes até então são escassos, sendo a maior parte deles desenvolvidos na última década. O que ainda existe são muitas lacunas sobre este assunto para serem supridas. Diante disso, Rocha (2016) aponta que, embora existam estudos científicos no âmbito experimental e numérico referentes a pilares submetidos a gradientes térmicos, são poucos os estudos a respeito da influência das paredes nos comportamentos térmico e estrutural desses elementos.

A maioria dos trabalhos trata de pilares puramente metálicos e, excepcionalmente, pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos, salientando assim a importância do presente estudo. Outro fato importante é que, ao ocorrer um incêndio, é natural que os pilares se deformem, no entanto, as vigas ou lajes que se apoiam sobre esses elementos geram restrições térmicas a essa deformação, acarretando em esforços adicionais que podem afetar a estabilidade desses elementos e conseqüentemente a sua resistência ao fogo (SIMÕES, 2018).

Dessa forma, as restrições térmicas atuam de duas formas distintas, no caso, a *restrição axial* caracterizada por aumentar as forças axiais do pilar por gerar certo impedimento à deformação longitudinal do mesmo, bem como a *restrição rotacional* que proporciona surgimento de momentos fletores. Em relação a resistência ao fogo de pilares metálicos, Correia (2011) e Bubach (2016) sinalizam que a restrição axial fica responsável por diminuir essa mesma resistência, enquanto que a rotacional tende a aumentá-la.

Como em qualquer atividade, hoje as técnicas computacionais aparecem como a grande responsável pelo desenvolvimento dos métodos numéricos, tornando possível análises cada vez mais próximas da realidade de problemas físicos relacionados com a Engenharia, permitindo assim modelagens estruturais mais precisas. Nesse contexto, o uso de *códigos computacionais* para a busca de soluções de problemas de engenharia é muito bem vinda sob o aspecto de garantir mais segurança e exatidão nas soluções procuradas, como também sua utilização ocorre devido ao custo de se realizar análises experimentais.

Assim, os *códigos computacionais* para análise estrutural, tal como ABAQUS, estão em constante evolução, incorporando esses avanços científicos visando o atendimento cada vez

mais realista do comportamento estrutural. Esse código é baseado no Método dos Elementos Finitos que é seguramente o processo numérico que mais tem sido usado para este tipo de estudo. Sua larga utilização se deve ao avançado grau de desenvolvimento alcançado pelo método na análise de estruturas, aliada à analogia física direta que se estabelece, com o seu emprego, entre o sistema real (a estrutura analisada) e o modelo (malha de elementos finitos).

Nesse contexto, a presente pesquisa visou estudar os efeitos da ação térmica sobre o comportamento estrutural de pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos isolados e inseridos em paredes, com restrições térmicas nas extremidades. Para tanto, são propostos modelos numéricos térmicos, estruturais e termoestruturais desenvolvidos com o auxílio do código computacional ABAQUS versão 6.14, e validados a partir dos ensaios experimentais descritos em Rocha (2016), uma vez que, posteriormente, foram realizadas análises paramétricas com o intuito de analisar parâmetros como fator de carga e o nível de restrição térmica na resistência ao fogo dos pilares mistos.

1.1 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é avaliar o comportamento de pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos isolados e inseridos em alvenarias submetidos à ação do fogo. De modo específico, o presente estudo possui os seguintes objetivos:

- Desenvolver um conjunto de análises numéricas a partir do código computacional ABAQUS versão 6.14 dos pilares mistos isolados e em contato com paredes, com o propósito de representar comportamentos térmicos e termoestruturais;
- Avaliar a influência das paredes e do concreto no comportamento termoestrutural de pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos;
- Avaliar a influência do concreto no comportamento do pilar misto em relação ao pilar de aço do estudo de Simões (2018);
- Analisar a influência da intensidade da restrição térmica e do fator de carga na resistência ao fogo de pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos;
- Comparar os resultados alcançados aos da literatura disponível.

1.2 Justificativa

Na atualidade as condições de segurança ao incêndio dos pilares são prescritas pela norma brasileira ABNT NBR 14323 (2013). Dessa forma, a mesma apresenta métodos simplificados para a determinação da capacidade resistente na situação de incêndio de pilares mistos parcialmente revestidos. Porém, a literatura normativa contempla apenas a situação em que os pilares mistos estão isolados e, portanto, sem interação com alvenaria ou estrutura circundante, e ainda aquecidos em todas as faces da seção transversal, situação que não é a mais comum.

No meio técnico a utilização de pilares mistos de aço e concreto permite ganho de ductibilidade e rigidez, nos quais apresentam sua situação mais realista quando associados às paredes, definindo os limites externos do edifício ou mesmo a sua compartimentação. No decorrer do incêndio em um compartimento, a ação térmica ocorrerá somente em uma das faces do elemento estrutural, surgindo então um gradiente térmico ao longo da seção transversal. Contudo, apesar de reduzir a quantidade de calor que atua no pilar devido apenas uma face estar aquecida, o gradiente térmico provocado por essa situação conduzirá a momentos e tensões na seção gerando uma situação crítica à capacidade resistente do pilar.

Portanto, necessita-se de estudos experimentais e numéricos com a aplicação de métodos avançados de cálculo para verificar os impactos das questões citadas no comportamento de pilares. As pesquisas com relação a incêndio em estruturas no Brasil, especificamente, a pilares mistos, ainda possuem lacunas que precisam ser estudadas principalmente no que diz respeito aos elementos estruturais restringidos e com gradientes térmicos ao longo da seção transversal promovidos pela interação com a alvenaria.

Diante disso, esta pesquisa se diferencia dos demais estudos científicos pôr analisar a influência da alvenaria no comportamento termoestrutural dos pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos, em particular, por não tratar a alvenaria como unicamente um elemento de vedação, como os demais estudos presentes no meio científico.

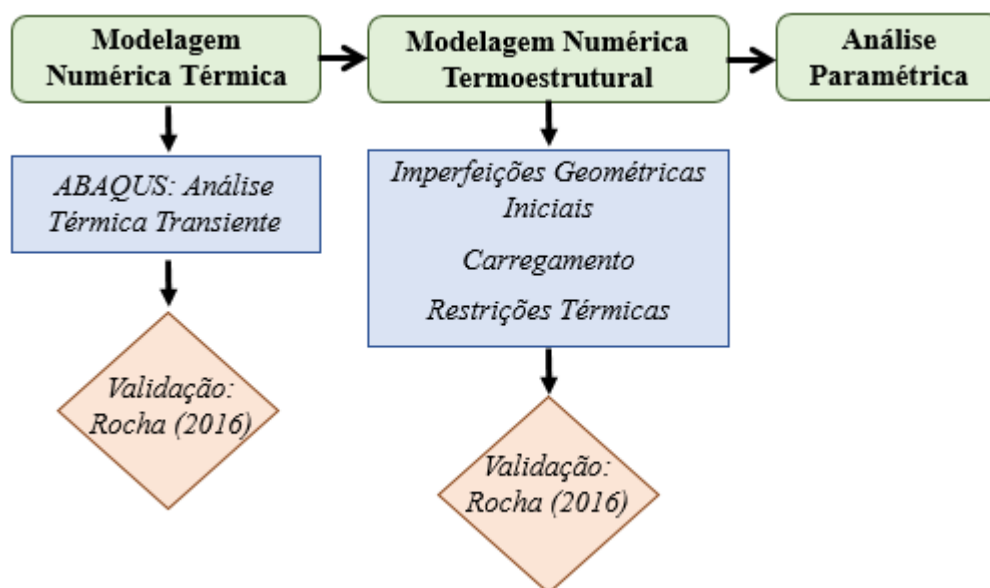
1.3 Metodologia

Com a finalidade de analisar o comportamento estrutural dos pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos, isolados e inseridos em alvenarias, submetidos à ação do fogo, o presente trabalho contemplou um estudo essencialmente numérico sobre o tema, de modo que para isso foram realizadas análises no código computacional ABAQUS versão 6.14,

baseado no método dos elementos finitos. Tal ferramenta permite desenvolver modelos térmicos, estruturais à temperatura ambiente e termomecânicos, os quais juntos representam as etapas necessárias para o estudo de elementos estruturais em situação de incêndio.

Com o intuito de simplificar a metodologia utilizada para o desenvolvimento dos modelos numéricos dessa pesquisa, a Figura 1.2 ilustra as etapas que foram executadas em sequência no ABAQUS juntamente com as principais atividades que as compõem.

Figura 1.2 - Etapas realizadas para análise dos pilares mistos em situação de incêndio



Fonte: A própria autora.

A primeira etapa da modelagem, denominada análise térmica, é caracterizada pelo campo de temperatura e as propriedades térmicas dos materiais variarem ao longo do tempo, permitindo determinar a distribuição da temperatura no elemento estrutural.

Após essa etapa, os pilares foram modelados à temperatura ambiente, com a inserção das imperfeições geométricas iniciais, como um deslocamento no meio do vão do pilar. Posteriormente, o elemento estrutural imperfeito é carregado e recebe o campo térmico previamente determinado, caracterizando assim a análise termomecânica. Destaca-se que nesta última etapa foram consideradas as restrições no pilar, visando representar o seu comportamento em situação de incêndio.

A partir da definição dos modelos, os resultados obtidos passam por um processo de validação, que consiste na comparação com resultados experimentais descritos em Rocha (2016) juntamente com a análise dos resultados.

Em relação aos resultados térmicos, foram avaliadas as temperaturas obtidas numericamente com aquelas medidas nos ensaios experimentais. Para a análise termomecânica, os modelos foram validados basicamente pela evolução das forças de restrição desenvolvidas no experimento. Ainda nessa etapa, análises sobre o deslocamento axial também foram realizadas.

Após a validação dos modelos numéricos, pretendeu-se ainda desenvolver um conjunto de análises paramétricas a fim de verificar a influência do fator de carga e da intensidade das restrições térmicas na resistência ao fogo dos pilares.

1.4 Organização do Trabalho

No **Capítulo 1** é realizada a apresentação da temática abordada, explicitando os principais objetivos e justificativas da pesquisa, bem como os aspectos gerais da metodologia empregada para a realização deste trabalho.

No **Capítulo 2** é apresentado o estado da arte em relação aos pilares misto de aço e concreto em situação de incêndio. Inicialmente, apresentam-se a teoria sobre as restrições térmicas e as principais pesquisas sobre pilares mistos de aço e concreto isolados. Em seguida, são abordados estudos sobre pilares inseridos em paredes, com destaque aos estudos de Rocha (2016) em razão de seus resultados experimentais serem utilizados para validação dos resultados numéricos desta pesquisa e de Simões (2018) por ser uma continuidade do estudo iniciado pelo primeiro autor supramencionado.

No **Capítulo 3** é realizada uma análise térmica. Para isso, são apresentados os elementos finitos empregados, as condições de contorno e as propriedades dos materiais consideradas no modelo numérico. Além disso, uma análise sobre a influência do concreto no comportamento térmico dos pilares desta pesquisa é realizada.

O **Capítulo 4** diz respeito à análise termomecânica. Nele é indicado as principais estratégias adotadas para a validação dos modelos numéricos e as principais conclusões sobre o desempenho dos pilares mistos de aço e concreto em situação de incêndio. Além disso, são apresentadas as considerações sobre a influência do concreto e, principalmente, da parede no comportamento termomecânico desses elementos.

No **Capítulo 5** é desenvolvido um conjunto de análises paramétricas, a fim de verificar a influência da intensidade da restrição térmica e do fator de carga no comportamento termomecânico dos pilares mistos.

Por fim, no **Capítulo 6** é apresentada uma visão geral sobre a pesquisa desenvolvida e as principais conclusões obtidas por meio das análises numéricas e paramétricas. Tendo em vista a complexidade do assunto estudado, são dadas algumas sugestões para trabalhos futuros, de modo a levantar ao meio científico questões que precisam ser melhor estudadas, visando o melhor entendimento do comportamento em situação de incêndio de pilares de aço e concreto parcialmente revestidos inseridos em alvenarias.

CAPÍTULO 2

2 ESTADO DA ARTE

O Capítulo 2 tem o intuito de retratar o conhecimento atual do meio científico a respeito da temática deste trabalho. Primeiramente (seção 2.1) realiza-se uma abordagem sobre o efeito das restrições térmicas no comportamento termoestrutural de pilares. No que segue, a seção 2.2 apresenta as principais pesquisas científicas desses elementos estruturais com aquecimento uniforme nas quatro faces. Por fim (seção 2.3), aborda o fenômeno *Thermal Bowing* e os principais estudos sobre pilares metálicos e mistos de aço e concreto sujeitos a campos térmicos não uniformes devido à presença ou não da parede.

2.1 Aspectos Gerais sobre as Restrições Térmicas

Ao suceder um incêndio em uma seção de uma edificação os elementos que não estão diretamente expostos ao fogo permanecem relativamente frios, impondo variação nas deformações térmicas que podem impor restrições térmicas nos elementos estruturais (ALI E O'CONNOR, 2001). Portanto, em edificações os pilares interagem com as vigas ou lajes que podem estar apoiados sobre eles ou ainda com pilares contínuos. Diante disso, quando ocorre um incêndio, naturalmente, o pilar tende a se deformar axialmente, porém o restante da estrutura impõe restrições axiais e rotacionais à sua deformação.

De acordo com Shepherd e Burgess (2011), as restrições axiais opõem-se à deformação axial do pilar, enquanto que as restrições rotacionais resistem às rotações das extremidades do pilar. No entanto, a atuação dessas restrições gera esforços substanciais, que podem causar falhas estruturais por estarem diretamente ligados com a resistência dos elementos estruturais ao fogo.

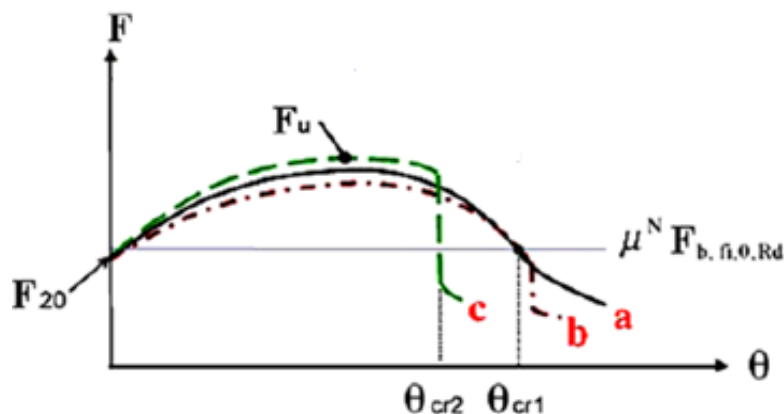
O comportamento das forças de restrição com o aumento da temperatura requer uma abordagem especial. Segundo Bubach (2016), para pilares metálicos a elevação da temperatura gera forças de restrição que crescem até atingir um valor máximo, seguido de uma fase de declínio. Este aumento da temperatura diminui as propriedades mecânicas do pilar e, por consequência, o valor da força que causa a instabilidade. No entanto, tal fato gera o colapso do

pilar por instabilidade, quando então a força axial passa a ser redistribuída para outros elementos da estrutura circundante devido o pilar não ser capaz de suportá-la.

Em relação ao comportamento dos pilares restringidos axialmente, é importante definir o conceito de temperatura crítica. Neves (1995) definiu como sendo o instante em que a força axial que atua no pilar retorna ao seu valor original. A Figura 2.1 ilustra a relação entre a “Força axial x Temperatura”, onde é possível verificar que no trecho de declínio a força de restrição representa a máxima força que o pilar pode suportar para cada temperatura. Logo, adota-se que o ponto em que esta força volta ao seu valor inicial seja considerado como a resistência ao fogo do elemento estrutural.

Á vista disso, Huang e Tan (2007) abordaram dois critérios de falha para estruturas sujeitas a ação do fogo: a barra pode falhar por escoamento do material constituinte ou por perda de estabilidade inicial, sendo o mais comum para os pilares, o segundo caso. Os autores desenvolveram um gráfico sobre esses critérios de falha ilustrado na Figura 2.1.

Figura 2.1- Curva “Força de restrição x Temperatura” para diferentes critérios de colapso



Fonte: Huang e Tan (2007).

As estruturas que seguem o caminho “a”, na Figura 2.1, são, geralmente, barras curtas. Nesse caso, por não apresentar instabilidade global do pilar, a temperatura crítica será aquela para a qual a força de escoamento do material for atingida. Já para as situações “b” e “c”, as barras perdem estabilidade inicial sem que o material entre em escoamento. Ainda, é notório que a curva se mantenha mesmo depois de retornar ao carregamento de serviço. Isso se deve ao fato de os esforços não mais serem resistidos pelo pilar e, assim, redistribuídos para a estrutura menos aquecida. Este assunto ainda não é bem detalhado na literatura e, por essa razão, a favor da segurança adota-se o critério definido em Neves (1995).

O outro tipo de restrição que pode acontecer entre o pilar aquecido e a estrutura circundante, é a restrição rotacional. De acordo com Wang (2002), a restrição rotacional pode afetar o comportamento do pilar de duas formas: alterando o comprimento de instabilidade provocando o aparecimento de momentos fletores. Em relação ao comprimento de flambagem de pilares em estruturas de múltiplos pavimentos, Webber et al. (2015) em seu estudo verificou que o aumento da rigidez dos pilares superiores e inferiores a um determinado pilar central reduz a rotação de suas extremidades, diminuindo o comprimento de flambagem do pilar central.

A partir disso, pode-se concluir de modo correlativo que ocorre a redução da rigidez dos pilares com a elevação da temperatura. No entanto, se a estrutura envolvente permanecer fria, conseqüentemente, as propriedades originais do material são mantidas e, assim, a sua rigidez poderá se tornar muito alta em relação à do pilar, elevando o nível de restrição do pilar aquecido. Devido a esta grande diferença de rigidez, ocorrerá a diminuição do comprimento de flambagem do pilar comprometido (BUBACH, 2016). Nos próximos subitens será discutido o surgimento de momentos fletores devido à restrição rotacional.

Dessa forma, é notório que a maioria dos estudos trata de pilares sem qualquer restrição. No entanto, pesquisas vem se desenvolvendo considerando as restrições tanto em análises experimentais quanto em análises numéricas. A consideração das restrições nas análises foi inserida após o grupo de trabalho do Centro Técnico Industrial de Construção Metálica (CTICM, sigla em francês), em 1982, apresentar um método de cálculo para estruturas metálicas que leva em consideração no cálculo de temperaturas críticas, a restrição da deformação térmica (DTU¹, 1982 *apud* CORREIA et al., 2013).

Apesar de já serem considerados nos estudos, os dois tipos de restrições são tratados de forma isoladas em muitos deles, o que difere de situações reais. Apesar disso, estudos mais recentes como os descritos em Correia e Rodrigues (2011), Correia et al. (2013), Bubach (2016) Rocha (2016) e Simões (2018) já estão considerando a atuação conjunta destas restrições, comprovando que a restrição axial tem efeito desfavorável, diminuindo a resistência ao fogo dos elementos estruturais, enquanto que a restrição rotacional atua de forma contrária.

Os estudos são escassos também em relação à atuação das restrições em pilares mistos de aço e concreto. Correia e Rodrigues (2011) realizaram um estudo experimental de pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos, em que um novo sistema experimental

¹ DTU. DOCUMENT TECHNIQUE UNIFIÉ. Méthode de prévision ár le calcul du comportement au feu des structures em acier. Construction Métallique, n.3, 1982.

permitiu levar em consideração as restrições axial e rotacional para verificar a resistência ao incêndio dos pilares. Experimentalmente foi possível verificar que o efeito desfavorável da restrição axial é compensado pelo efeito favorável da restrição rotacional, mantendo-se a resistência ao fogo dos pilares mistos invariável com o aumento dessas.

É cada vez mais frequente a preocupação com o assunto em questão, razão pela qual maiores detalhes de estudos nesta área serão descritos nos próximos subitens.

2.1.1 Restrição Axial

De acordo com Correia e Rodrigues (2011), a restrição axial pode ser medida por um valor adimensional (α_A) definido como a razão entre a rigidez axial da estrutura envolvente ($K_{A,S}$) e a rigidez axial elástica do pilar ($K_{A,C}$), conforme Equações 2.1 e 2.2

$$\alpha_A = \frac{K_{A,S}}{K_{A,C}} \quad (2.1)$$

$$K_{A,C} = \frac{(EA)_{ef}}{L_c} \quad (2.2)$$

Se o pilar for metálico, $(EA)_{ef} = EA$. Por outro lado, se o pilar for misto, deve-se achar um valor representativo para a seção, conforme Equação 2.3.

$$(EA)_{ef} = E_a A_a + E_s A_s + E_c A_c \quad (2.3)$$

Com relação à equação 2.3, $E_a A_a$ representa o Módulo de elasticidade e área da seção transversal da armadura do concreto, $E_s A_s$ representa o Módulo de elasticidade e área da seção transversal do perfil metálico, $E_c A_c$ representa o Módulo de elasticidade e área da seção transversal do concreto e L_c representa o comprimento de flambagem do pilar.

2.1.2 Restrição Rotacional

Correia e Rodrigues (2011) definem a restrição rotacional (β_R) como a razão entre a rigidez rotacional da estrutura envolvente ($K_{R,S}$) e a rigidez rotacional elástica do pilar ($K_{R,C}$), conforme equações 2.4 e 2.5:

$$\beta_R = \frac{K_{R,S}}{K_{R,C}} \quad (2.4)$$

$$K_{A,C} = \frac{4(EI)_{ef}}{L_c} \quad (2.5)$$

Caso o pilar seja metálico, $(EI)_{ef} = EI$, porém se o pilar for misto, deve-se utilizar um valor representativo para a seção, conforme Equação 2.6.

$$(EI)_{ef} = E_a I_{a,z} + E_s I_{s,z} + 0,6 E_{cm} I_{c,z} \quad (2.6)$$

Com relação à equação 2.6, $E_a I_{a,z}$ é o Módulo de elasticidade e momento de inércia da seção transversal da armadura do concreto, $E_s I_{s,z}$ é o Módulo de elasticidade e momento de inércia da seção transversal do perfil metálico e $E_{cm} I_{c,z}$ o Módulo de elasticidade e momento de inércia da seção transversal do concreto.

2.2 Principais Pesquisas Científicas sobre Pilares Mistos de Aço e Concreto Isolados

De acordo com Correia e Rodrigues (2011), grande parte das pesquisas científicas existentes com relação a pilares mistos sob ação do fogo tratam de modelagens numéricas, sendo poucas as análises experimentais (a maioria é feita para pilares metálicos). Além disso, nas análises numéricas realizadas, são poucos os estudos que consideraram as restrições térmicas na extremidade. A seguir, serão discutidos alguns dos principais estudos com relação a pilares mistos de aço e concreto isolados em altas temperaturas.

2.2.1 Alguns Estudos Experimentais

*Malhotra e Stevens*²(1964) *apud Correia e Rodrigues (2011)*

Em Malhotra e Stevens (1954) foi publicado um estudo sobre os efeitos de elevadas temperaturas em pilares de aço revestidos de concreto com dilatação térmica restringida. O estudo experimental contemplou 14 pilares, em que as variáveis analisadas nos ensaios foram a espessura de revestimento em concreto, o tipo de agregado do concreto, o efeito do aquecimento e a excentricidade do carregamento.

²MALHOTRA H.L.; STEVENS R. F. Fire resistance of encased steel stanchions. Proceedings of the Institution of Civil Engineers - ICE, 27, p. 77-97, 1964.

Os resultados mostraram que o revestimento do concreto influencia diretamente na resistência ao fogo, uma vez que concretos mais leves possuíam maiores resistências e pilares com cargas excêntricas aumentaram a resistência ao fogo, pois trabalharam com menores carregamentos. Esse trabalho foi precursor de outros testes para que fosse estabelecida a curva de fatores de redução para o concreto submetido a elevadas temperaturas.

Lie e Chabot (1990) e Lie e Kodur (1996)

Em Lie e Chabot (1990) foi desenvolvido estudo com pilares preenchidos de seção circular. Foram realizados ensaios experimentais com cinco modelos e, como resultado, os autores desenvolveram um modelo matemático para avaliar a distribuição de temperatura dentro da seção transversal e correspondente resposta estrutural ao fogo (deslocamentos e resistência). A análise de transferência de calor se baseou no método das diferenças finitas, utilizando o modelo de separação da seção circular em elementos anelares, enquanto que a temperatura do incêndio segue a norma ASTM E119.

Em Lie e Kodur (1996) foi publicado estudo numérico sobre o comportamento de pilares de seção circular preenchidos com concreto armado, onde compararam os resultados numéricos com os de ensaios experimentais anteriores. Os parâmetros utilizados para definição das expressões numéricas foram: nível de carga, resistência à compressão do concreto, tipo de agregado do concreto, dimensões da seção transversal, comprimento efetivo de flambagem e o diâmetro ou largura do pilar.

Han et al. (2003) e Pires et al. (2012)

Han et al. (2003) avaliaram em seus ensaios experimentais a influência da excentricidade do carregamento, dimensões da seção transversal, índice de esbeltez e o tempo de duração do incêndio no comportamento de pilares preenchidos com seção quadrada e retangular, submetidos ao incêndio-padrão ISO 834 (1999). De forma a avaliar a presença do concreto, foram ensaiados pilares com e sem esse material. A presença do concreto tornou o pilar mais dúctil, podendo reduzir a espessura da camada de proteção ao fogo de 25% a 70%, apresentando maior resistência ao fogo em relação aos pilares metálicos. Através de um estudo paramétrico, fórmulas empíricas de cálculo foram desenvolvidas e determinaram a resistência ao fogo e a espessura de concreto necessária para a proteção do pilar.

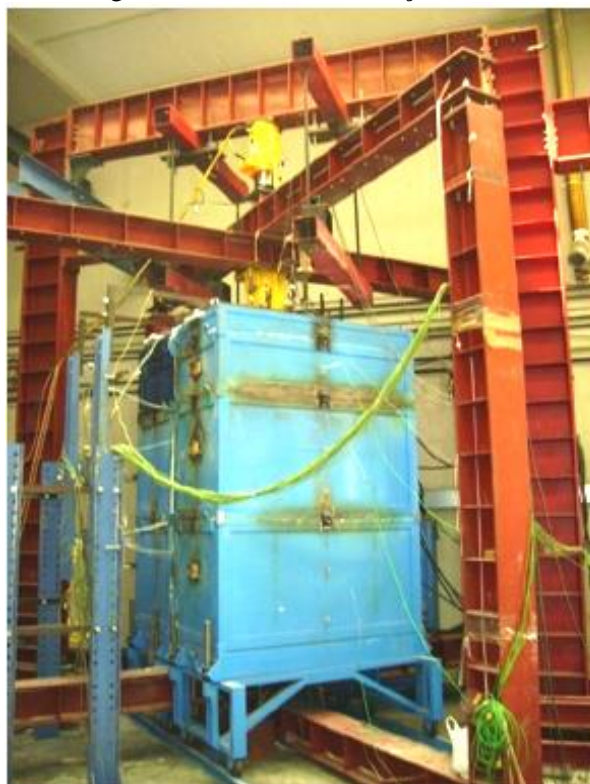
Pires et al. (2012) também realizaram um estudo com os mesmos parâmetros para pilares mistos preenchidos, porém, com seção circular (preenchidas totalmente ou com anel de

concreto) e com restrições térmicas nas extremidades. Foi identificado que a presença das restrições térmicas diminui o tempo crítico, bem como se percebeu que o uso de anel concreto dentro das paredes do perfil pode não ser vantajoso, pois o mesmo apresentou fissuração e *spalling* bastante intensos.

Correia e Rodrigues (2011, 2012)

A pesquisa desenvolvida consiste em uma análise experimental de pilares mistos com seção H (CSS 200 e CSS 160), parcialmente revestidos com concreto com restrição axial e rotacional nas extremidades sujeitas a altas temperaturas. Para o desenvolvimento dos testes, um novo conjunto experimental foi confeccionado na Universidade de Coimbra, Portugal, e possibilitou levar em consideração o efeito da estrutura circundante no comportamento de pilares em situação de incêndio, a partir da criação de uma estrutura de restrição com rigidez variável (Figura 2.2).

Figura 2.2- Visão geral do sistema de restrição do ensaio experimental



Fonte: Correia e Rodrigues (2011).

O valor da rigidez axial é obtido por meio de um ensaio, ou à temperatura ambiente ou em temperatura elevada, em que se aplicam incrementos de carga no centro das vigas superiores do sistema de restrição e mede-se o seu deslocamento. A partir disso, plota-se o gráfico “Força

x Deslocamento” e obtém-se a rigidez axial da estrutura envolvente. No caso da restrição rotacional, o valor é conhecido através de modelagens numéricas, em que se considera os sistemas de restrição sem os pilares de ensaio e se aplica um momento fletor no pórtico, medindo as rotações correspondentes.

Os parâmetros estudados foram o nível de carregamento, os índices de restrição axiais e rotacionais e a esbeltez. Os resultados mostram que, por ser uma estrutura mista, houve gradiente de temperatura na seção, com maior destaque para a diferença entre o concreto da superfície e o da região interna e entre as mesas e almas. Com relação ao deslocamento axial, estruturas mais rígidas levaram a deslocamentos axiais menores. Além disso, observou-se que a falha dos pilares se deu por instabilidade global. Assim, considera-se que o concreto é importante tanto para aumentar a resistência ao fogo, quanto para prevenir o perfil metálico de instabilidade local.

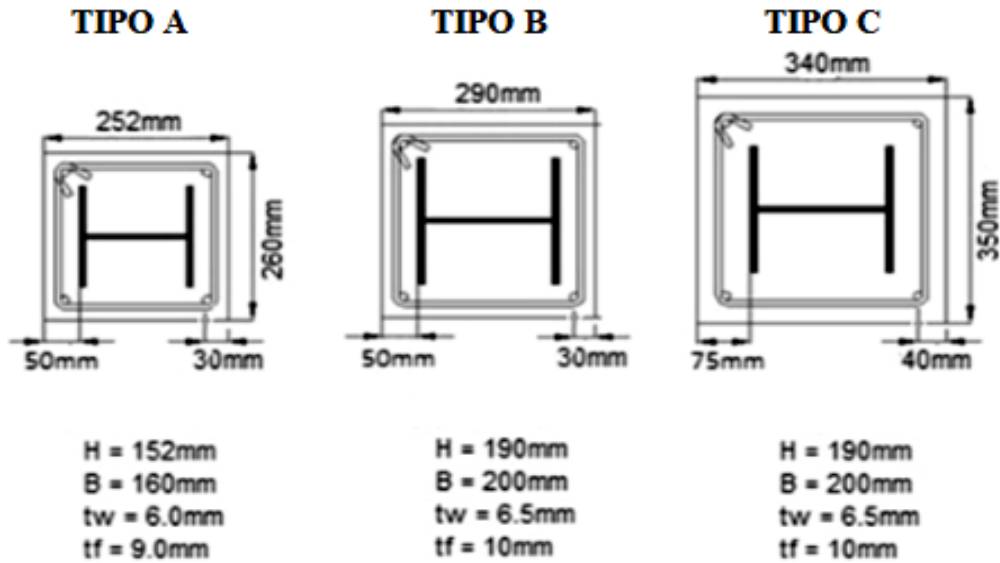
Em relação ao comportamento das forças de restrição, com o aumento da rigidez axial ocorreu também o aumento da rigidez rotacional, as quais, por atuarem de formas distintas, acabam se compensando, uma vez que a restrição axial provoca uma diminuição da resistência ao fogo dos pilares, enquanto a restrição rotacional aumenta a resistência ao fogo dos pilares. No entanto, o parâmetro que mais influenciou a redução da resistência ao fogo de todos os pilares foi o nível de carregamento. Dessa forma, com o aumento do nível de carregamento sucedeu numa diminuição da resistência ao fogo.

Rodrigues et al. (2015)

Rodrigues et al. (2015) desenvolveu um estudo experimental de 12 pilares mistos de aço e concreto totalmente revestidos, conforme apresentado na Figura 2.3, em que as variáveis do problema foram as mesmas empregadas por Correia e Rodrigues (2011).

Com relação aos resultados, o gradiente térmico formado na seção transversal foi ainda mais intenso em relação aos pilares parcialmente revestidos. O comportamento dos pilares mistos totalmente revestidos se assemelha bastante aos citados anteriormente no que diz respeito às forças de restrição, influência do fator de carga, da esbeltez e da rigidez da estrutura circundante na resistência ao fogo.

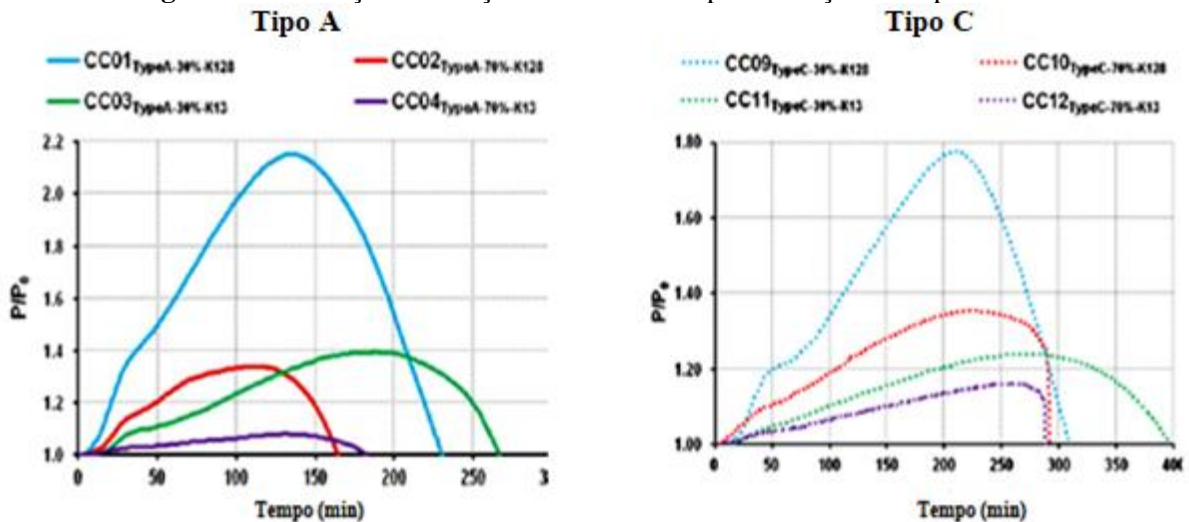
Figura 2.3- Seções transversais dos pilares mistos totalmente revestidos ensaiados



Fonte: Rodrigues et al. (2015).

Na Figura 2.4 é possível visualizar a evolução da força de restrição relativa para os pilares com seção do tipo A e C, com diferentes níveis de rigidez da estrutura circundante e do nível de carga aplicado no ensaio. Foi observado que, quando a estrutura circundante era mais rígida e eram utilizados fatores de carga menores, obteve-se maiores forças de restrição relativas (razão entre o valor absoluto da força axial e o valor aplicado no início do ensaio).

Figura 2.4- Evolução das forças axiais relativas para as seções do tipo A e C



Fonte: Rodrigues et al. (2015).

Ressalta-se que os autores não utilizaram exatamente a curva de incêndio-padrão ISO 834 (1999) e, dessa forma, se considerou mais apropriado utilizar o conceito de tempos críticos

ao invés de resistência ao fogo. Sendo assim, o tempo crítico é definido como o instante em que as forças axiais, depois de aumentarem na fase inicial de aquecimento, retornam ao valor da carga inicial aplicada no ensaio.

Esses pilares apresentaram excelente comportamento diante do fogo quando comparados com outros pilares utilizados em construção, alcançando tempos críticos maiores que 180 min na grande parte dos casos. Foi verificado também que a rigidez da estrutura não influenciou na questão do tempo crítico, uma vez que, no sistema de ensaio, ao aumentar a rigidez axial também é aumentada a rigidez rotacional, que possuem efeitos contrários entre si na resistência ao fogo dos pilares lá inseridos resultando em um balanceamento das suas ações.

Ao tratar da seção transversal de pilares mistos, observa-se que o aumento do cobrimento da armadura do concreto que reveste o perfil metálico, aumentaram o tempo crítico. Os resultados foram comparados com o Eurocode 4 Parte 1-2 (2005) e percebeu-se que o mesmo é bastante conservador por possuir um caráter muito aproximado, não levando em conta as restrições dos pilares.

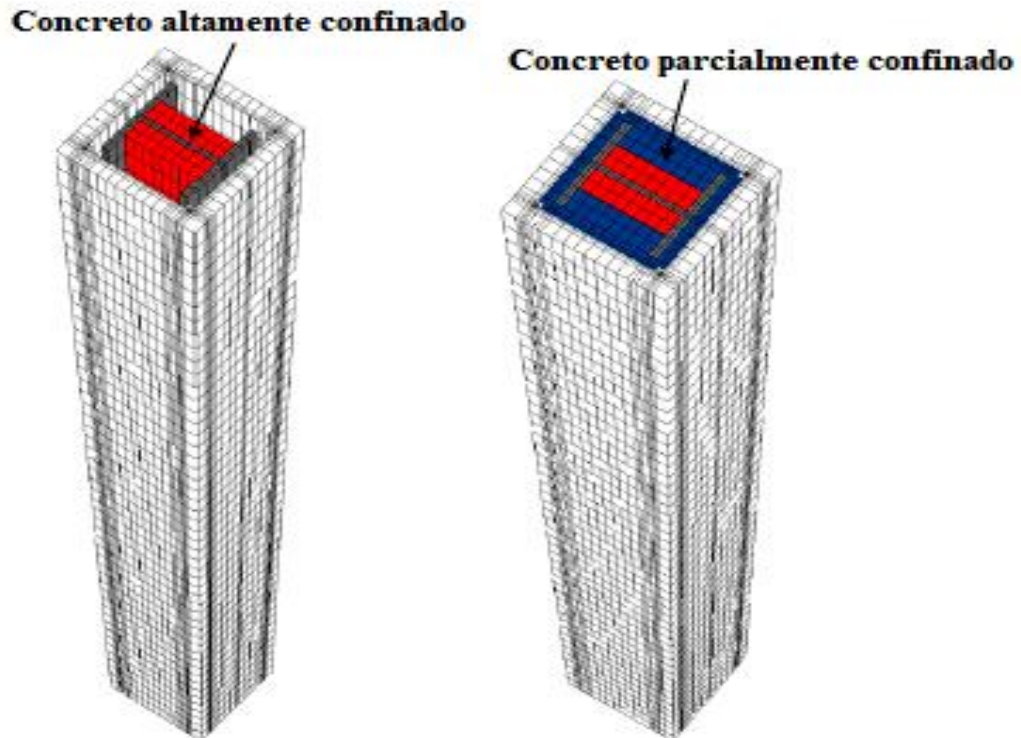
2.2.2 Alguns Estudos Numéricos

Ellobody e Young (2010) e Ellobody (2013)

As pesquisas referenciadas são de fundamental importância no que diz respeito à modelagem numérica de pilares revestidos em situação de incêndio e à temperatura ambiente. Para estudar o comportamento desses pilares, os autores variaram os níveis de carga e da rigidez axial, as dimensões da seção transversal e o tipo de agregado graúdo utilizado no concreto. O modelo numérico levou em consideração as propriedades não lineares dos materiais, imperfeições geométricas iniciais e tensões residuais.

A grande novidade desses estudos foi a forma como os pilares foram modelados. Primeiramente, o concreto foi dividido em camadas que diferem entre si pelo grau de confinamento do material (Figura 2.5).

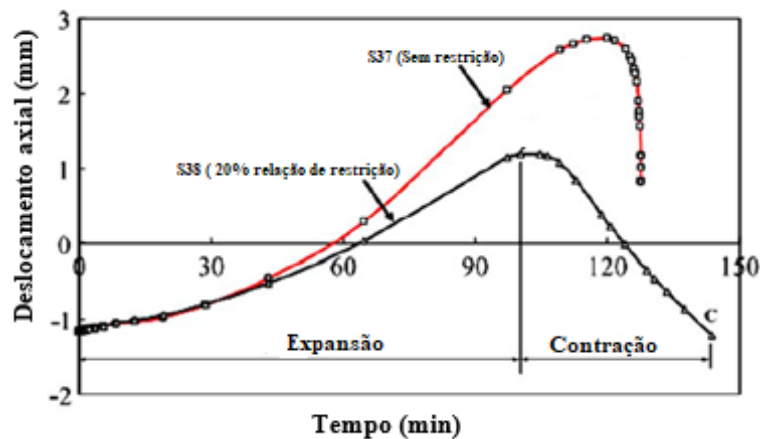
Figura 2.5- Grau de confinamento do concreto



Fonte: Ellobody (2013).

Já a interação entre o aço dos perfis e o concreto de revestimento foi modelada por meio de elementos de contato em conjunto com o modelo de atrito de Mohr- Coulomb, considerando um coeficiente de atrito de 0,25. As extremidades dos pilares foram rotuladas e para consideração da restrição axial utilizou-se uma mola na chapa superior.

Este trabalho contou com um total de 48 análises numéricas considerando os parâmetros descritos anteriormente. Foi considerado rigidez axial variando entre 20% a 100% da rigidez dos pilares à temperatura ambiente. Os estudos mostraram que os pilares mistos sem restrição axial apresentaram colapso brusco, diferentemente daqueles com restrição térmica, que apresentaram um ramo descendente mais suave, como se pode notar na Figura 2.6. Comparando com a normatização europeia, os resultados numéricos exibiram maior precisão, enquanto que aqueles que utilizaram a metodologia normativa foram mais conservadores.

Figura 2.6 - Deslocamentos axiais para os pilares com e sem restrição axial

Fonte: Young e Ellobody (2013).

Calió (2017)

Este trabalho teve como objetivo principal apresentar uma nova proposta a ser aplicada no anexo G do Eurocode 4 Parte 1-2, para o cálculo da resistência ao fogo dos pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos, utilizando o modelo da soma ponderada das componentes. Para tanto foram realizados modelos numéricos bidimensionais através do código computacional ANSYS, em que foi considerado a seção transversal totalmente envolvida pelo fogo, com a finalidade de identificar a temperatura média em todas as componentes da seção transversal submetida a curva ISO 834 (1999), assim como a redução da altura da alma e as camadas de concreto a serem negligenciadas.

O autor realizou um total de 24 simulações numéricas, sendo avaliados 14 perfis da série HEB e 10 perfis da série IPE para quatro diferentes classes de resistência ao fogo (R30, R60, R90 e R120). Para determinar a carga axial de flambagem foram utilizados dois comprimentos de pilar (3m e 5m), com três possíveis condições de vinculação, (fixo – fixo, engaste – fixo e engaste – engaste). Após obter os resultados das simulações numéricas, o estudo comparou os mesmos com os resultados obtidos através do método proposto pelo anexo G do Eurocode 4 Parte 1-2. (2005). Em vista do exposto, o estudo verificou que em comparação com os resultados numéricos obtidos, o método simplificado definido pelo anexo G do Eurocode 4 Parte 1-2 (2005) apresenta-se antieconômico para a classe de resistência ao incêndio R30 e inseguro para as demais classes.

Diante disso, constatou-se que a nova proposta apresenta-se muito próxima e a favor da segurança quando comparada com os resultados numéricos em relação ao cálculo da resistência ao incêndio dos pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos. No entanto, o autor

realizou algumas alterações das equações para aperfeiçoá-las, como novos coeficientes empíricos, novos valores de referência e novos limites de aplicação.

2.2.3 Estudos Experimentais e Numéricos

Huang et al. (2007, 2008)

Com relação aos pilares revestidos, área de interesse para esta pesquisa, destacam-se os estudos realizados por Huang et al. (2007, 2008). Modelos deste tipo de pilar foram ensaiados considerando apenas restrição axial (com níveis variados) nas extremidades e com aquecimento nas quatro faces. Foram avaliados os efeitos da dimensão da seção transversal e do fator de carga aplicado no início do ensaio.

Constatou-se que o colapso dos mesmos ocorreu por instabilidade global e que a restrição axial aumentou a força compressiva, o que diminuiu a resistência ao fogo. Além disso, outro fenômeno que também ajudou nessa diminuição foi o *spalling* no concreto. Os estudos ainda realizaram uma comparação dos resultados experimentais com aqueles obtidos com aplicação do Eurocode 4 Parte 1-2 (2005). A partir daí, verificou-se que a norma fornece resultados menores do que os encontrados, sendo assim conservadores. Além de ensaios experimentais, os autores realizaram uma modelagem numérica para representar o comportamento encontrado e conseguiram boas respostas.

Huang et al. (2008) realizaram outra modelagem numérica com o intuito de avaliar a influência do nível de carga aplicado no pilar misto e das dimensões da seção transversal. Os resultados apontam que para altos níveis de carga, seções com dimensões pequenas apresentam resistência ao fogo diferente do Eurocode 4 Parte 1-2 (2005).

Han et al. (2015) e Han et al. (2016)

Ambos os estudos, através de ensaios experimentais e análises numéricas, buscaram descrever o comportamento de pilares mistos revestidos sob ação do fogo. Na modelagem numérica foram utilizados elementos do tipo: “*solid*”, “*shell*” e “*truss*” para representar o concreto, o perfil metálico e as barras de aço, respectivamente.

Hang et al. (2015) verificou que a relação de excentricidade de carga e forma do perfil de aço tem pouca influência sobre a resistência ao fogo dos pilares mistos revestidos. Ocorreu também o desprendimento do concreto nas fases intermediárias e posteriores à exposição ao fogo ao longo dos ensaios, logo ocorreu a redução significativa da resistência dos pilares ao fogo. Ainda propõe um método simplificado a partir da análise paramétrica realizada com a

modelagem numérica, para determinar a resistência dos pilares ao fogo. Por meio dessa análise foi identificado que a relação de carga, esbeltez, aço, perímetro da seção, resistência do concreto influenciam expressivamente a resistência ao fogo dos pilares mistos revestidos.

Hang et al. (2015) ampliou o conhecimento com relação ao comportamento pós-incêndio destes elementos estruturais. Foi constatado que a mudança de deformação por compressão axial que ocorreu na fase de resfriamento poderia ser 12,4 vezes maior que na fase de aquecimento, o que significa que a deformação residual pós-incêndio dos pilares mistos é formada principalmente na fase de resfriamento.

2.3 Pilares sujeitos a Gradientes Térmicos

Grande parte dos estudos numéricos e experimentais discutidos anteriormente contemplam a situação em que os pilares estão aquecidos em todas as faces, porém esse cenário dificilmente ocorre na realidade em edifícios, devido os pilares estarem inseridos em alvenarias que delimitam um compartimento que poderá estar em chamas. Dessa forma, quando ocorre o aquecimento do pilar em apenas uma ou algumas de suas faces, tem-se ao longo da seção transversal um gradiente térmico, conforme Rocha (2016).

Segundo Correia (2011), pilares com distribuição de temperatura não uniforme podem apresentar temperaturas críticas maiores ou menores quando comparados àqueles aquecidos em todas as faces, a depender das condições de exposição ao fogo, seção transversal, condições de contorno e altura do pilar. Entretanto, pilares com gradientes térmicos sofrem um fenômeno conhecido como *Thermal Bowing*, caracterizado por gerar tensões e forças ao longo da seção transversal, resultando em um pilar no formato de um arco.

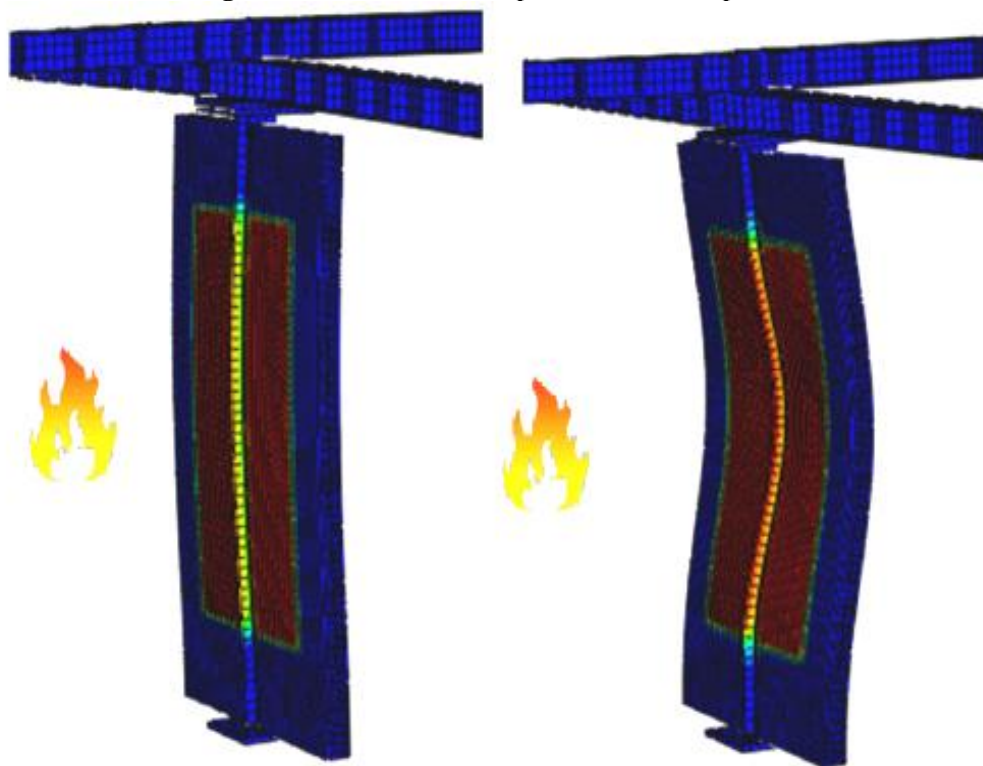
A seguir serão abordados os principais estudos que abordam os pilares metálicos e mistos sob ação de gradientes térmicos ao longo da seção transversal ou simplesmente inseridos em paredes, com o propósito de identificar os principais estudos nessa área.

2.3.1 O Fenômeno *Thermal Bowing*

Durante a ação do incêndio o contato dos pilares com as paredes do edifício permite grandes gradientes térmicos no interior de sua seção transversal (CORREIA et al., 2014). Esse cenário representa a maior parte dos incêndios que ocorrem na realidade, no qual os pilares estão inseridos nas paredes da construção e passam a trabalhar em conjunto com as mesmas.

Os códigos normativos atuais para o dimensionamento de pilares de aço e mistos de aço e concreto abordam uma formulação para avaliar a resistência desse elemento assumindo temperatura uniforme na seção transversal, ou seja, com as chamas em suas quatro faces. No entanto, esse cenário não é o que ocorre na maioria dos casos em estruturas reais, uma vez que os pilares estão inseridos nas paredes.

Figura 2.7- Deformada do pilar inserido em parede



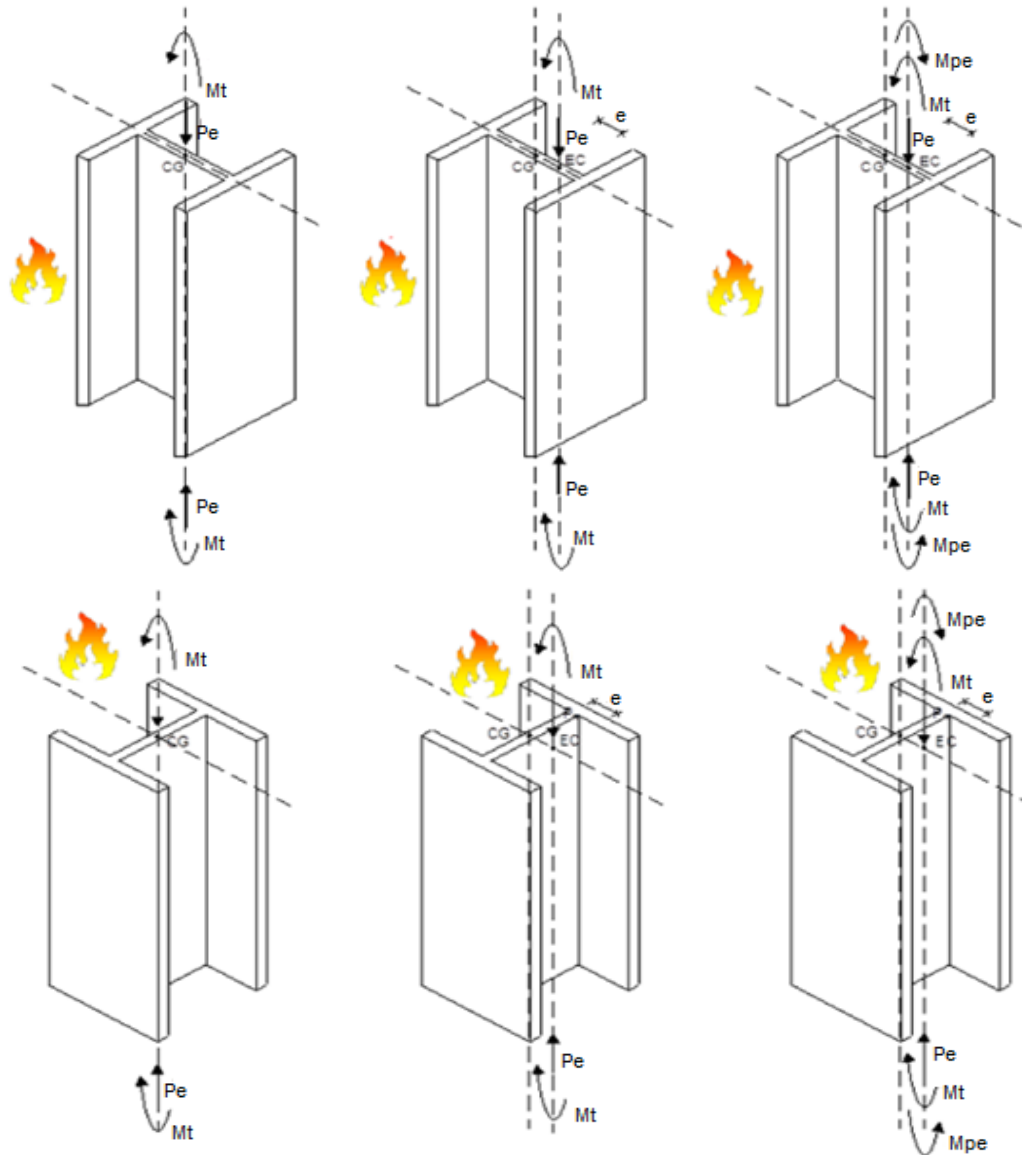
Fonte: Correia et al. (2014).

De acordo com Correia et al. (2014), as paredes atuam de forma benéfica aos pilares por reduzir a temperatura da seção transversal, sendo favoráveis na questão da resistência ao fogo. Contudo, o aquecimento diferencial pode gerar esforços adicionais desfavoráveis responsáveis pela instabilidade, dando origem ao fenômeno de *Thermal Bowing*, conforme Figura 2.7, em que um pilar de aço inserido em paredes sofre inicialmente um deslocamento para o lado da ação térmica e após um determinado instante há uma inversão, o que faz com que o pilar se mova para o lado oposto (mais frio). A inversão do momento fletor, acompanhada da inversão das deflexões é típico de pilares com restrição térmica submetidos a aquecimentos diferenciais (CORREIA et al., 2014).

Correia et al. (2014) representa o comportamento de um pilar metálico composto por um perfil do tipo H para duas variações da direção do gradiente térmico (Figura 2.8). A primeira

mostra o gradiente térmico na direção da alma (ou seja, a alma é perpendicular à superfície da parede), enquanto a segunda mostra o gradiente térmico na direção da mesa com a alma paralela à parede.

Figura 2.8- Comportamento de pilares inseridos em paredes com aquecimento em uma face



Fonte: Correia et al. (2014).

Em relação às convenções de sinais os autores definiram que o momento positivo produz tração do lado mais frio do pilar, e a força axial positiva equivale ao alongamento da seção. Inicialmente, devido o pilar possuir restrições rotacionais em suas extremidades surgirá um momento fletor em resposta às deformações térmicas induzidas pelo gradiente de temperatura. Como no lado do incêndio ocorrerá uma grande expansão térmica, as extremidades restringidas

criam um momento fletor, chamado de M_t , contrário a essa ação e, portanto, a face aquecida é comprimida e a mais fria, tracionada.

Até o instante em que o aumento da temperatura não altera as propriedades dos materiais, a posição do centro de gravidade da peça se mantém inalterado. Entretanto, a partir de aproximadamente 400°C, temperatura cujas propriedades mecânicas do aço começam a se degradar, o centro de gravidade efetivo não coincide mais com o eixo médio da barra, migrando para o lado mais frio.

O aparecimento da excentricidade entre a força aplicada e o novo centro de gravidade faz surgir um novo momento com o sentido contrário ao momento térmico, representado por M_{pe} . É de se esperar que em algum momento do processo de aquecimento, a direção da curvatura irá se inverter e o momento total irá mudar de sinal, quando M_{pe} for maior que M_t .

A principal responsável pelo fenômeno descrito anteriormente é a restrição rotacional que gera os momentos fletores nas extremidades do pilar devido, primeiro pela ação térmica e segundo pela excentricidade causada pela degradação das propriedades mecânicas dos materiais. Com a atuação do momento térmico, a região próxima ao fogo se torna mais comprimida e, por esta razão, esta região alcança o limite de escoamento mais rapidamente e se torna plástica. Neste ponto, as forças de compressão não mais aumentam e as tensões são redistribuídas.

Situação diferente ocorre nos pilares sem restrições rotacionais, pois, neste caso, as tensões na região mais aquecida são menores e, com isso, precisam de mais força de compressão para escoar. Dessa forma, conclui-se que a restrição rotacional tem um papel importante para o caso em que existam os gradientes térmicos (ROCHA, 2016).

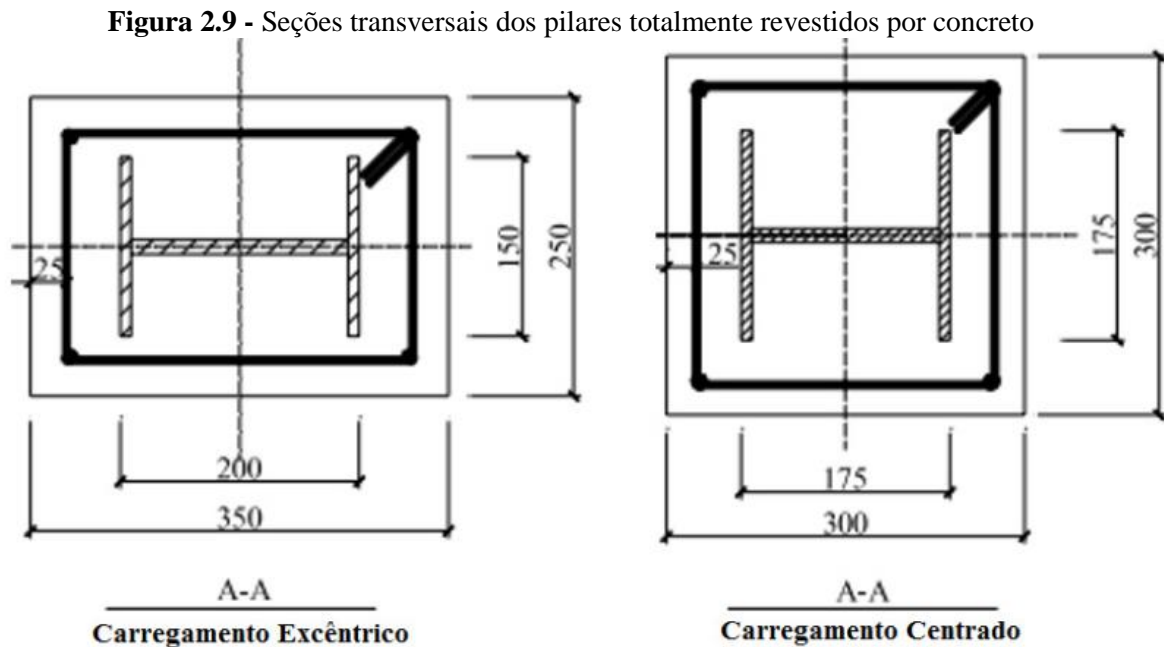
2.3.2 Pesquisas Científicas sobre Pilares de Aço e Mistos de Aço e Concreto com Aquecimento não Uniforme na Seção Transversal: sem a presença das Paredes

Em grande parte dos estudos científicos apresentados neste subitem a participação da parede não foi considerada no comportamento termoestrutural dos pilares, atuando somente na troca de calor do sistema estrutural.

Mao e Kodur (2011)

Neste trabalho foi realizada análise experimental de sete pilares de aço revestidos de concreto e submetidos a aquecimentos em três ou quatro faces da seção transversal. Conforme, Figura 2.9, foram

analisados em duas seções distintas a influência da variação das excentricidades, do nível de carga e do carregamento, quando os pilares foram expostos ao incêndio-padrão.



Fonte: Mao e Kodur (2011).

Os resultados mostraram que a temperatura dos pilares aumenta lentamente quando o aquecimento ocorre nas três faces da seção transversal, ao invés das quatro faces, e o *spalling* do concreto também influencia na resistência ao fogo da seção transversal. O nível de carga e a excentricidade influenciam nas deformações e na resistência dos pilares ao fogo. Quanto maior a excentricidade, maior será o nível de *spalling*, e quanto maior o nível de carga, menor o tempo crítico. Por fim, foi verificado que as normatizações, por não levarem em consideração fatores importantes como nível de carga, *spalling* e número de faces aquecidas, podem, em alguns casos, gerar resultados não confiáveis por sua simplificação adotar a situação de aquecimento em todas as faces.

Usmani et al. (2000)

Foi realizado um estudo a respeito das principais diferenças entre o comportamento de pilares submetidos a efeitos térmicos uniformes e não uniformes. Dessa forma, para os autores a resposta estrutural está diretamente relacionada com as deformações térmicas durante o aquecimento. Em relação às restrições, surgem grandes deslocamentos axiais quando os pilares não apresentam restrição axial. O fenômeno de *Thermal Bowing* ocorre na presença de gradientes térmicos e sofre variações com a presença ou não de restrições. Grandes deformações

ocorrem caso as extremidades estejam livres para as rotações e na presença de restrições rotacionais momentos surgem sem que haja deflexões.

Garlock e Quiel (2006)

Os autores estudaram o comportamento de pilares sob temperatura uniforme e em elevadas temperaturas submetidos à flexo-compressão com gradientes térmicos. Esses elementos estruturais foram comparados para diferentes espessuras da seção transversal, direções do momento de flexão e intensidades da carga axial aplicada. Foi constatado que as propriedades mecânicas desses elementos diminuem para temperaturas elevadas, e assim fazem com que a força de compressão do pilar atue de forma excêntrica, resultando em momentos fletores nas extremidades, e isso, altera a capacidade de carga do elemento estrutural. Além disso, foi constatada superestimação da capacidade suporte do elemento para temperatura uniforme. Constatou-se também que maiores forças axiais produzem maiores mudanças do centroide efetivo e, logo, o momento total na seção será menor.

Dwaikat e Kodur (2010)

As normas atuais utilizam diagramas que adotam a temperatura uniforme média na seção transversal. Entretanto, gradientes térmicos podem causar distorções severas nos diagramas N-M e, portanto, os mesmos se tornam inadequados para avaliar a resistência dos pilares metálicos. Desse modo, o estudo propôs uma abordagem simplificada por meio de diagramas de interação, momento fletor e esforço normal, para avaliar a resistência de pilares metálicos submetidos à flexo-compressão expostos a gradientes térmicos.

O método proposto foi empregado em duas etapas; a primeira consiste na determinação da temperatura na seção transversal e, em seguida, foi obtida a temperatura média representativa do gradiente térmico. Notou-se a pouca influência das espessuras e das dimensões da seção transversal no formato do diagrama. Por fim, os autores realizaram um exemplo numérico para avaliar a empregabilidade do método e comprovaram que o método adotado é adequado para prever a resistência dos pilares na presença de gradientes térmicos sob incêndio.

Quiel et al. (2014) e Zhang et al. (2015)

O estudo avaliou a adequação de diferentes metodologias para prever a capacidade resistente de pilares metálicos sujeitos a flexo-compressão e a gradientes térmicos. Três tipos

de modelos com diferentes níveis de complexidade foram utilizados para avaliar a resposta desses elementos submetidos a temperatura não uniforme.

Primeiro foram utilizadas equações baseadas nas normatizações americana e europeia. À vista disso, percebeu-se que esse modelo não representou a resposta estrutural de forma satisfatória, uma vez que os códigos normativos não consideram todos os parâmetros envolvidos quando há gradientes térmicos. Em seguida um modelo numérico foi realizado utilizando elementos finitos do tipo “*fiber-beam*”. E por fim, utilizou na modelagem numérica elementos do tipo “*shell*”. Dessa forma, os autores concluíram que o uso de elementos “*fiber-beam*” e “*shell*” foram capazes de representar satisfatoriamente os resultados experimentais.

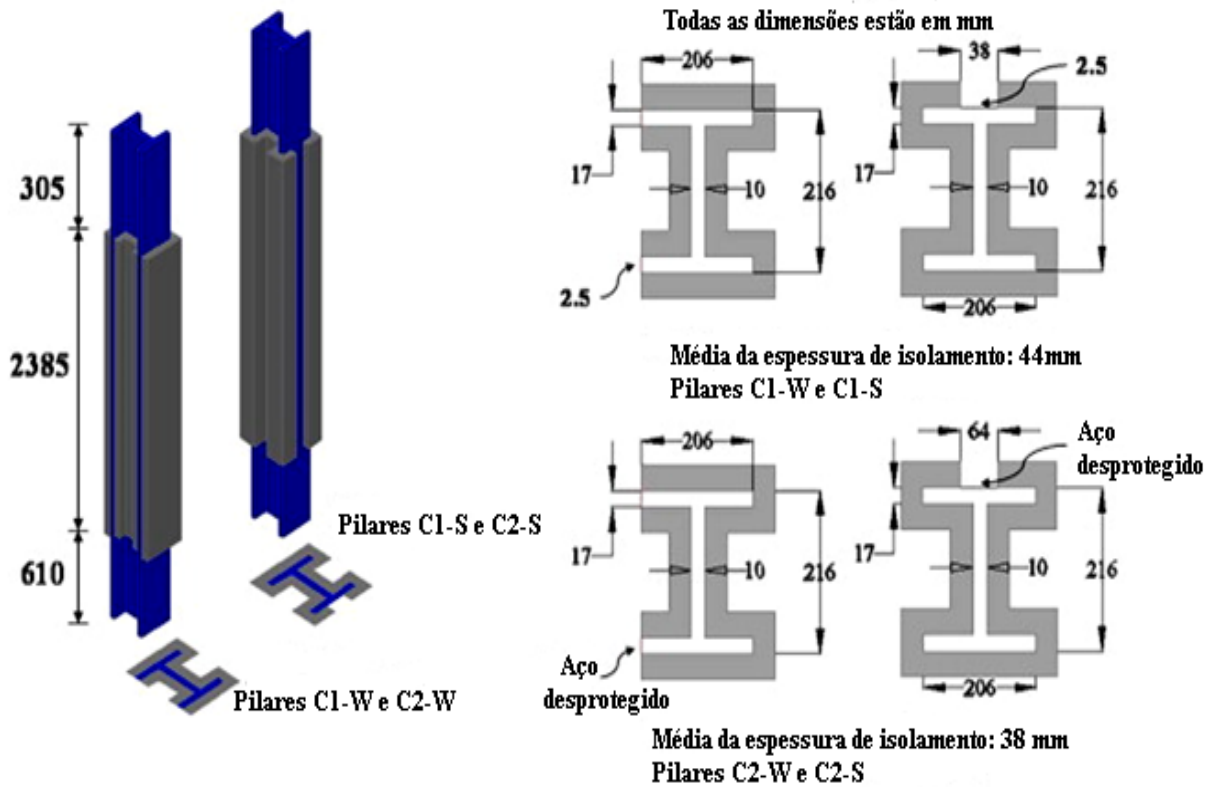
Zhang et al. (2015) estudou o comportamento de pilares restritos sujeitos a gradientes térmicos e também verificou uma melhor representação do modelo numérico ao utilizar elementos finitos do tipo “*shell*”.

Dwaikat et al. (2011)

Os autores realizaram estudos experimentais e numéricos para investigar a capacidade resistente de pilares metálicos submetidos a gradientes térmicos. O plano experimental contou com diferentes modelos de isolamento contra o fogo, Figura 2.10, no qual a simulação contou com o aquecimento em três faces dos pilares a fim de representar a prática desses elementos inseridos em paredes no perímetro do edifício. As amostras foram testadas com várias combinações de níveis de carga e cenários de incêndio.

Esses diferentes parâmetros analisados influenciaram significativamente a resposta estrutural dos pilares sob situação de incêndio, nos quais o colapso ocorreu devido à plastificação total da seção para uma combinação de esforço normal e momento fletor. À vista disso, verificou-se que a falha ocorreu na seção que apresentou temperatura maior e menor momento. Desse modo, a modelagem numérica concordou com os experimentos realizados e também foi observada a ocorrência do fenômeno *Thermal Bowing* nos pilares.

Figura 2.10- Representação do isolamento dos pilares testados



Fonte: Dwaikat et al. (2011).

Agarwal et al. (2014)

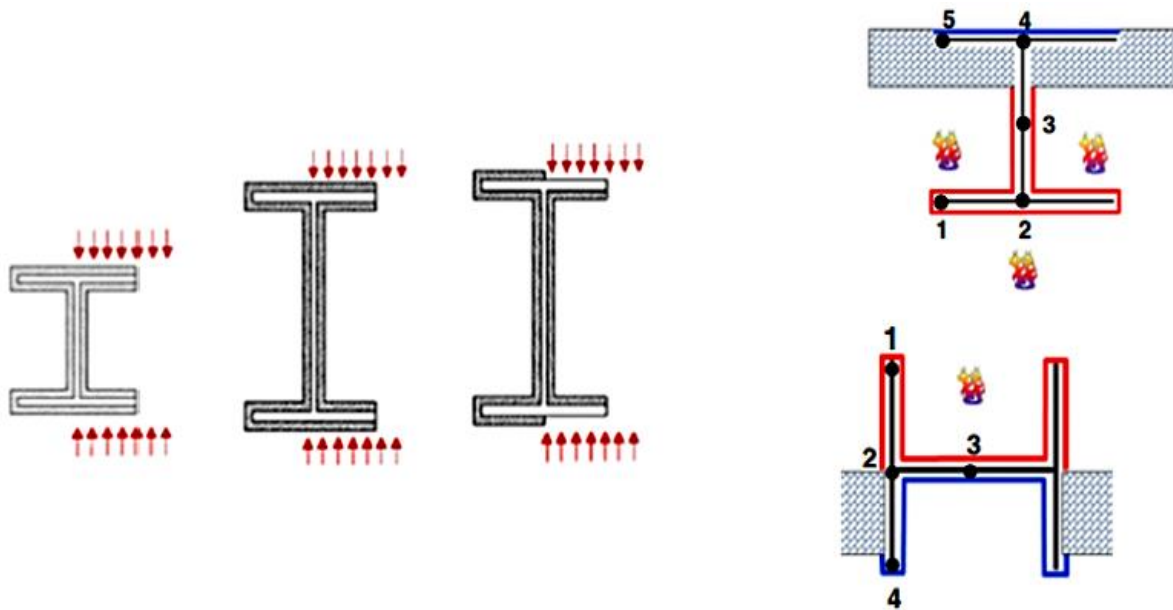
Os autores realizaram estudo comparativo do comportamento de pilares de aço submetidos a gradientes térmicos e a temperaturas uniformes. Alguns desses diferentes padrões de aquecimento foram semelhantes aos considerados em Dwaikat et al. (2011), como apresentado na Figura 2.11. Dessa forma um conjunto de análises experimentais e numéricas foram realizadas.

Os resultados indicaram que a resistência dos pilares estava diretamente relacionada com a esbeltes, carga axial e a configuração do aquecimento, bem como indicaram que os pilares submetidos a aquecimento uniforme atingiram temperatura crítica mais rapidamente do que os demais casos. Vale ainda ressaltar que os pilares esbeltos com mais de 50% da sua capacidade de carga à temperatura ambiente apresentaram colapso mais rapidamente quando aquecidos em todas as faces.

Os pilares com gradientes térmicos ao longo das mesas apresentaram instabilidade em relação ao eixo de menor inércia. Um pilar mais esbelto está mais propenso a fletir no sentido do lado mais quente. No entanto, quando sujeitos a pequenos carregamentos os pilares tendem a fletir para o lado mais frio antes do colapso. Já quando o gradiente térmico está na direção da

alma, os pilares podem apresentar instabilidade em torno do eixo de maior inércia ou por flexo-torção em relação ao eixo de menor inércia. Dessa forma, comprovou-se que para os pilares esbeltos o modo de flexo-torção é mais provável de acontecer.

Figura 2.11-Diferentes padrões de aquecimento. a) Pilares isolados b) Pilares inseridos em paredes



Fonte: Agarwal et al. (2014).

A partir dos valores de temperatura crítica obtidos das análises foi proposto um método simplificado para o dimensionamento para seções transversais com aquecimento não uniforme. As equações propostas quantificam os efeitos do encurvamento térmico, assimetria na seção transversal dos pilares e os efeitos de segunda ordem, contudo, não foram considerados os efeitos de instabilidade local.

2.3.3 Consideração do gradiente térmico em pilares de aço e mistos de aço e concreto inseridos em paredes

Wainman et al. (1988)

Um dos primeiros estudos a respeito desse assunto foi apresentado em Wainman et al. (1988), por meio de estudo experimental de seis pilares metálicos inseridos em paredes. Os perfis apresentaram grandes deflexões no meio do vão, sendo que os pilares foram posicionados com a alma perpendicular à superfície da parede, ressaltando-se que os deslocamentos verticais no topo foram desconsiderados.

Cooke e Morgan (1988)

Cooke e Morgan (1988) realizaram estudo numérico com o intuito de identificar os efeitos que o fenômeno de “*Thermal Bowing*” causa em pilares, metálicos ou de concreto. Os parâmetros analisados foram o tipo de concreto, fator de carga, curva de incêndio de hidrocarbonetos (via Eurocode 1 Parte 1-2 (2002) e diversos padrões de comprimento e espessura das paredes.

Os autores identificaram que no sentido da fonte de calor ocorria o encurvamento dos pilares, para, em seguida, voltar para sua posição vertical inicial e só assim apresentar falha por curvatura na direção ao lado mais frio. À vista disso, constatou-se que os efeitos “*Thermal Bowing*” podem ser minimizados, caso ocorra um aumento da distância entre a face aquecida e não aquecida, como também ao escolher materiais com menores coeficientes de expansão e, por fim, mudar os apoios da estrutura passando de balanço para simplesmente apoiada.

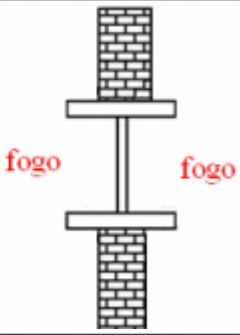

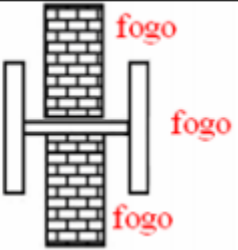
Regobello (2007)

O autor realizou um estudo numérico mediante o código computacional ANSYS, com a finalidade de estudar a elevação de temperatura em seções transversais metálicas e mistas com aquecimento uniforme e não uniforme, e assim os resultados foram comparados com aqueles fornecidos pelo método simplificado da norma ABNT NBR 14323 (1999), que leva em consideração apenas o fator de massividade para determinação da temperatura na seção transversal.

Foram onze estudos de caso com diferentes conformações de vigas, pilares, lajes e alvenaria com aquecimento uniforme e não uniforme, porém, são destacados os três que mais se encaixam com a presente pesquisa, são os casos 8, 10 e 11, que envolvem a interação pilar e parede (Figura 2.12).

Foi constatado que os resultados foram satisfatórios para os casos em que o fator de massividade era determinado pela norma brasileira, sendo as temperaturas próximas às temperaturas máximas obtidas numericamente. No entanto, para as situações que diferem da norma o autor destacou a necessidade do emprego de método avançado de cálculo e o desenvolvimento de ferramentas analíticas para o emprego em tais situações.

Figura 2.12 – Casos estudados em Regobello (2007)

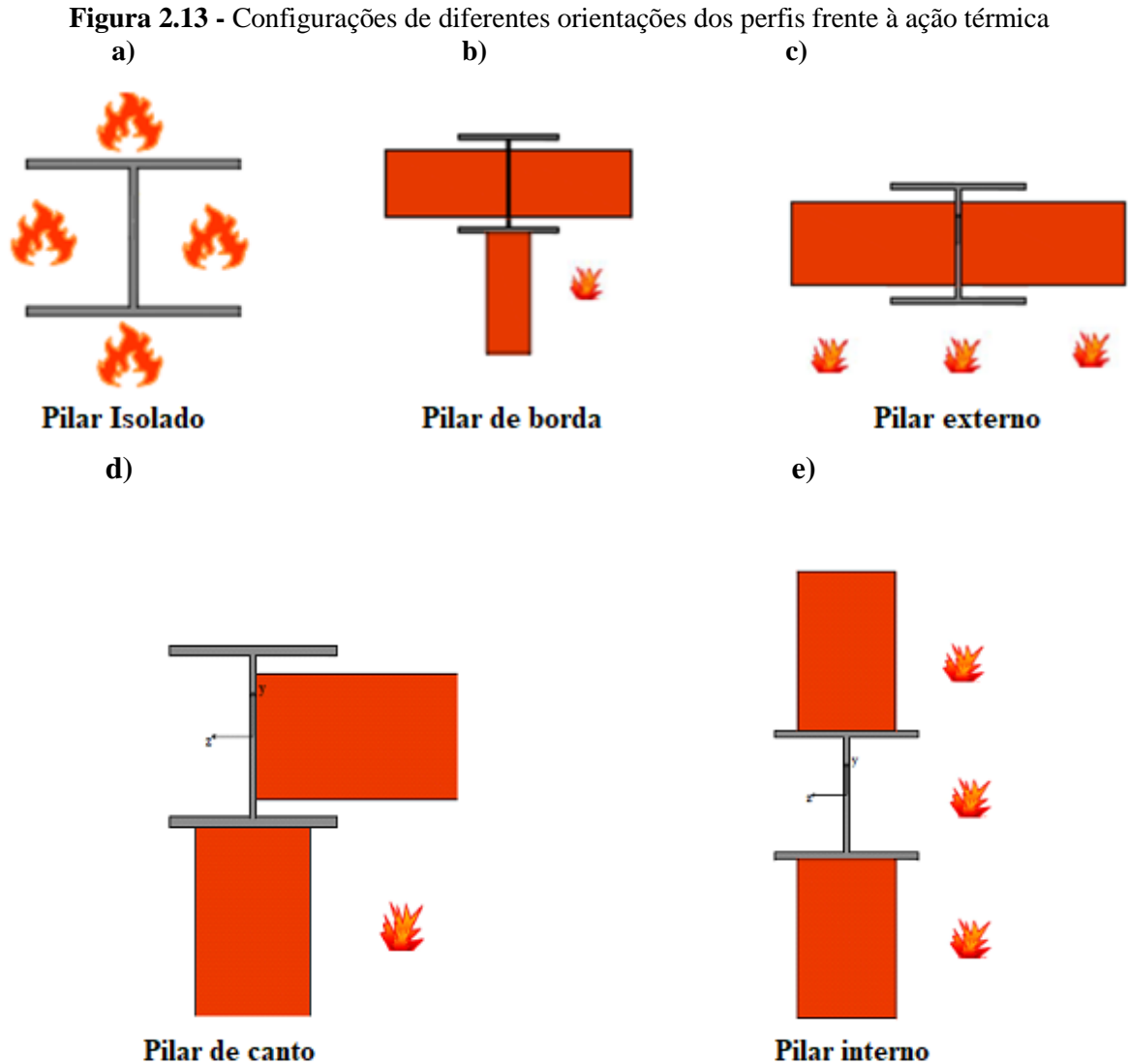
CASO 8	<ul style="list-style-type: none"> • Pilar com mesas em contato com paredes de alvenaria, exposta ao incêndio pelos dois lados da parede de alvenaria 	
CASO 10	<ul style="list-style-type: none"> • Pilar com mesas em contato com paredes de alvenaria, exposta ao incêndio em apenas um lado da parede de alvenaria 	
CASO 11	<ul style="list-style-type: none"> • Pilar com alma em contato com paredes de alvenaria, exposta ao incêndio em apenas um lado da parede de alvenaria 	

Fonte: Regobello (2007).

Kimura (2009)

O principal objetivo foi analisar numericamente o comportamento de pilares metálicos em situação de incêndio, considerando sua interação com as paredes frente as diversas orientações dos pilares à ação térmica (ver Figura 2.13). Para tanto, modelos numéricos foram desenvolvidos com o código computacional ANSYS para fins de validação da temperatura na seção transversal, em que foram criados modelos bidimensionais, para que, posteriormente, modelos tridimensionais térmicos e estruturais fossem criados levando em conta as não linearidades do material e da geometria.

Compararam-se os resultados obtidos com os métodos simplificados, propostos pela norma brasileira, ABNT NBR 14323 (2013), e pela norma europeia, Eurocode 3 Parte 1-2 (2005). Constatou-se que a posição do perfil com relação à alvenaria e o sentido da imperfeição inicial, no que se refere às chamas, influenciam na determinação do campo de temperaturas na seção transversal. Foi observado que pilares menos expostos ao fogo tem maiores tempos críticos.



Fonte: Kimura (2009).

Com referência a imperfeição geométrica, deslocamentos iniciais impostos de maneira contrária à ação térmica elevaram a resistência ao fogo dos pilares. Além disso, pelo fato de as normas considerarem apenas o fator de massividade na determinação da temperatura máxima do elemento estrutural, seus resultados se distanciam do real, quando se trata de gradientes térmicos na seção transversal, cujos resultados coincidiram com Regobello (2007).

Dorr (2010)

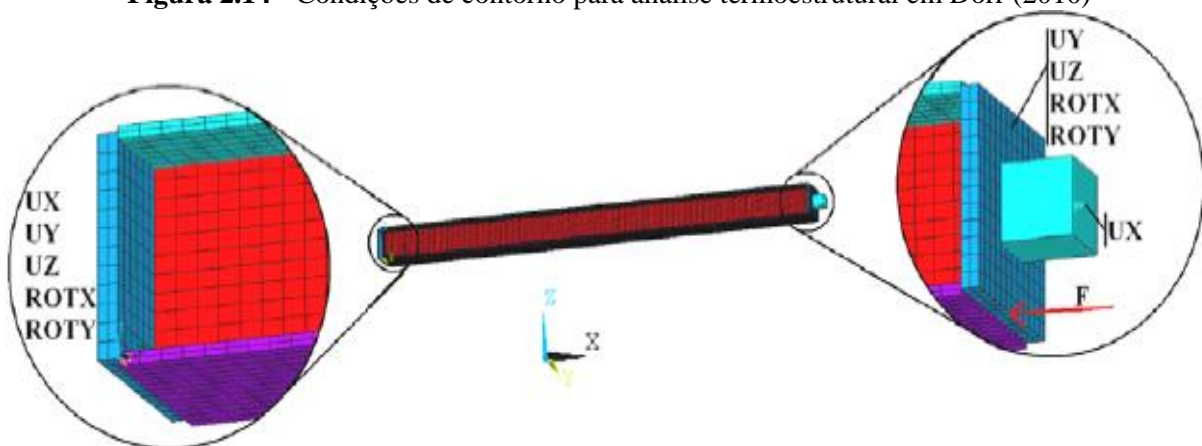
O autor elaborou uma modelagem numérica por meio da ferramenta computacional ANSYS, voltada a pilares metálicos biarticulados inseridos em alvenaria com diferentes valores de restrição axial (variando de zero à restrição infinita), em situação de incêndio.

A validação do modelo se deu a partir dos resultados experimentais obtidos por Silva et al. (2008). Foram modelados três tipos de perfis: HEB160, HEB200 e UC 203 x 203 x 46, sendo os dois primeiros inseridos em paredes com comprimento de 1,0 m por 0,15 m de espessura, tanto com a alma paralela, quanto perpendicular à superfície da parede. Além disso, em sua análise numérica, foram consideradas as imperfeições globais. A etapa inicial do trabalho foi representar os modelos analisados por Kimura (2009), realizando as mesmas considerações e simplificações, porém, substituindo o elemento finito SOLID70 por SHELL131.

A validação foi feita e permitiu um ganho de tempo no processamento. Diante disso, realizou-se uma análise térmica. A modelagem do perfil HEB160 apresentou algumas diferenças com o que foi obtido pelos termopares no estudo experimental, pois adotou-se como simplificação que a face não exposta ao incêndio era adiabática, e que a parede não era revestida por argamassa, similar ao que foi feito por Kimura (2009). Com o intuito de evitar o problema, para a modelagem do perfil HEB200, estas questões foram levadas em consideração.

Em seguida, partiu-se para a próxima fase da modelagem numérica: análise estrutural em temperatura ambiente, considerando a imperfeição geométrica global do pilar ($L/1000$), para obtenção da capacidade de carga do elemento estrutural. Por fim, há a última etapa chamada de termoestrutural, com a consideração da restrição axial em vários níveis. No modelo termoestrutural, ela foi considerada adotando um elemento finito LINK10. As condições de contorno para o modelo estão representadas na Figura 2.14.

Figura 2.14 - Condições de contorno para análise termoestrutural em Dorr (2010)

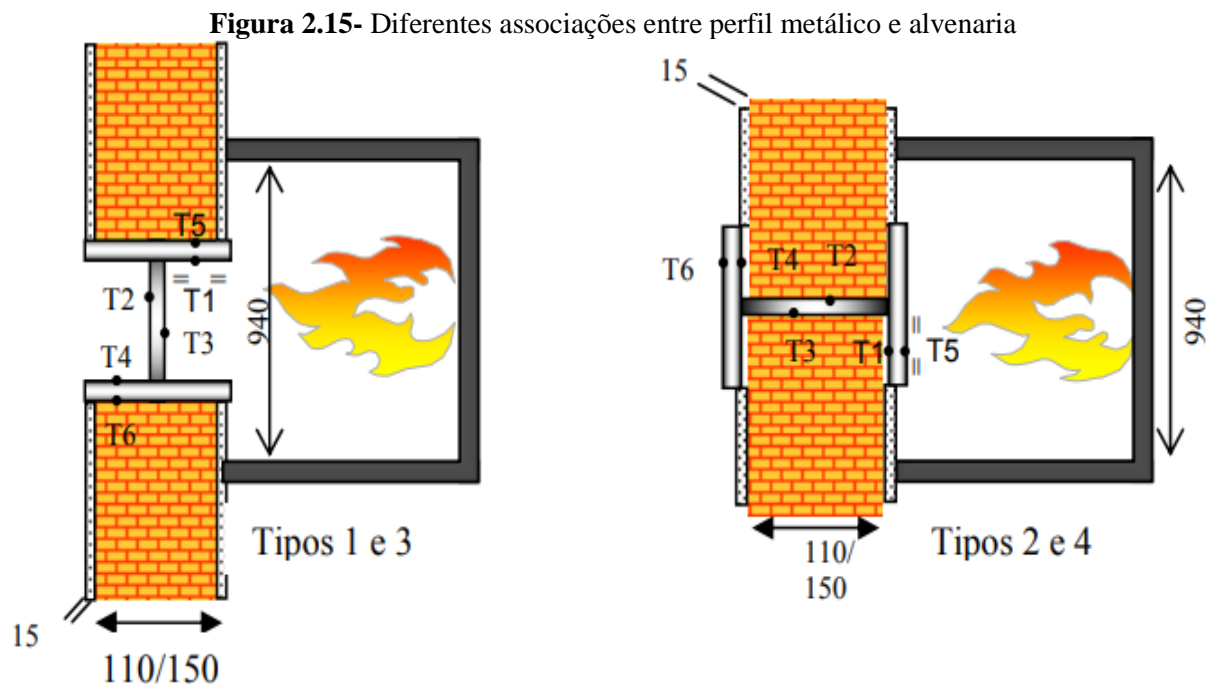


Fonte: Dorr (2010).

Como resultado, o modelo proposto indicou que a consideração do campo térmico com a inclusão da alvenaria melhorou consideravelmente o desempenho do elemento estrutural em situação de incêndio.

Silva et al. (2008)

Nesse trabalho, Silva et al. (2008) realizou análise numérica com elementos finitos utilizando os programas de análise térmica SUPERTEMPALC (STC) e ABAQUS comparando com os resultados com um estudo experimental. Com a finalidade de entender os efeitos do gradiente térmico nos pilares metálicos foram analisadas duas situações desses elementos inseridos na alvenaria: alma paralela ou perpendicular à superfície da parede, conforme esquematizado na Figura 2.15.



Fonte: Silva et al. (2008).

Os ensaios foram realizados no Laboratório de Ensaio de Materiais e Estruturas da Universidade de Coimbra e o processo experimental foi o mesmo adotado em Correia et al. (2012). Os perfis modelados numericamente foram o HEB 160 e o HEB 200, inseridos em alvenarias. As propriedades da alvenaria foram consideradas constantes ao longo do aquecimento e sem função estrutural.

Os modelos foram discretizados em elementos finitos com 4 ou 5 mm de lado. No SuperTempcalc o fator de emissividade foi de $\varepsilon = 0,7$, tanto para aço como para a alvenaria. O coeficiente de transferência de calor por convecção na face exposta ao fogo foi adotado igual a $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{C}$. Para a face não exposta ao fogo foram consideradas as recomendações do Eurocode 1 que admite um fluxo convectivo equivalente com $\alpha_c = 9 \text{ W/m}^2\text{C}$. Modelou-se também a estrutura no código computacional ABAQUS no qual se alterou para face não

exposta, $\alpha_c = 4 \text{ W/m}^2\text{°C}$ (Eurocode 1) e para fator de emissividade, adotou-se $\varepsilon = 0,7$ para o concreto e $\varepsilon = 0,8$ para o aço. Tais valores foram adotados após ampla análise de sensibilidade em relação aos resultados experimentais.

Em relação aos resultados obtidos no estudo, verificou-se que os resultados numéricos foram aceitáveis em relação aos experimentais, bem como os obtidos nos dois distintos programas. No entanto, no caso da alma perpendicular ao forno foi observado acentuado gradiente térmico ao longo da seção transversal. Esse fato, provoca o aparecimento de esforços solicitantes adicionais no pilar, o que pode ser extremamente desfavorável do ponto de vista estrutural. A consideração do fluxo de calor do lado não exposto foi melhor representado com o tratamento da convecção e radiação independentes ou seja, $\alpha_c = 4 \text{ W/m}^2\text{°C}$ e $\varepsilon = 0,7$ para a alma paralela à superfície da parede, porém, com a alma ortogonal não houve diferenças significativas.

Correia et al. (2009, 2010, 2014)

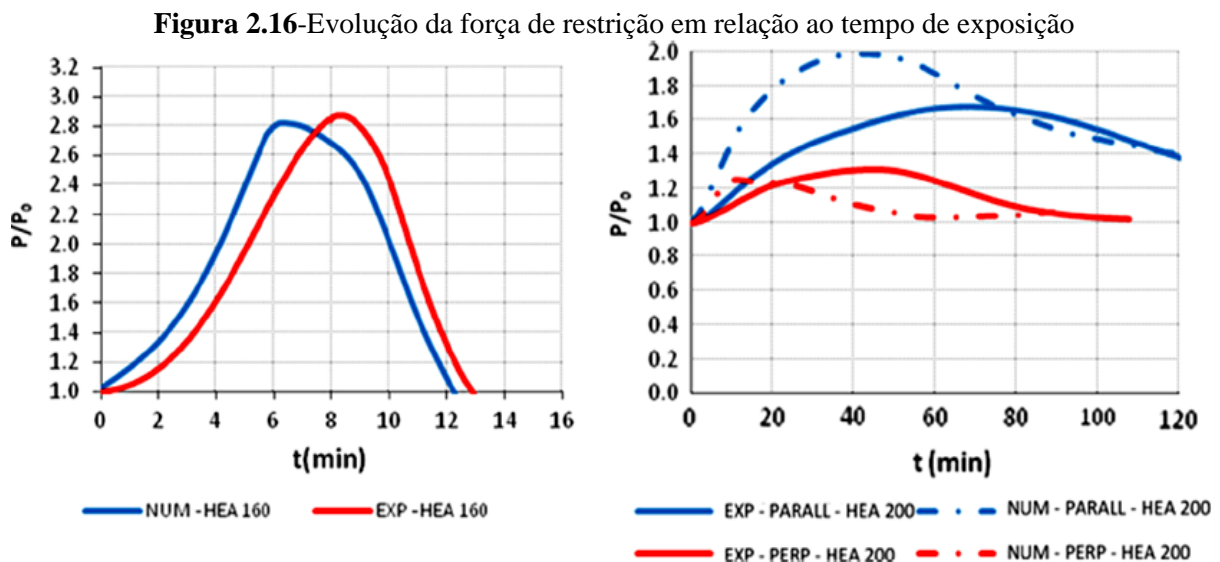
Correia et. al (2009) desenvolveram uma pesquisa experimental de pilares metálicos inseridos em paredes, na Universidade de Coimbra. As alvenarias, por um lado, tem influência favorável sobre a resistência das seções dos pilares por protegerem o mesmo do aquecimento grande parte da sua superficial lateral. Por outro lado, terão uma influência desfavorável porque conduzem a um aquecimento diferencial da seção transversal.

Os procedimentos do ensaio foram os mesmos descritos em Correia et al. (2012). Os perfis ensaiados foram o HEA 160 e HEA 200, formando pilares metálicos de 3 m. Esses elementos foram considerados com duas orientações em relação às paredes: com a alma paralela ou ortogonal à superfície da parede. Além disso, diferentes espessuras de parede foram consideradas. Com o objetivo de avaliar a evolução das temperaturas e deslocamentos ao longo das seções dos pilares as análises foram exclusivamente térmicas. Dessa forma, como esperado, os autores constataram que as mesas do perfil de aço diretamente expostas ao fogo apresentaram maiores temperaturas do que as não expostas, e assim surgindo o efeito “*Thermal Bowing*”.

Os resultados obtidos em Correia et al. (2009) foram utilizados para validar o modelo numérico desenvolvido no pacote computacional *SuperTempCalc* (STC) em Correia et al. (2010). À vista disso, o estudo sugeriu algumas alterações nos métodos simplificados utilizados no Eurocode 3 Parte 1-2 (2005), em virtude desses métodos normativos adotarem temperatura uniforme ao longo da seção.

Correia et al. (2010) apresentam uma explicação dos efeitos do “*Thermal Bowing*” nos pilares com aquecimento diferencial como também uma comparação com os resultados verificados para pilares aquecidos uniformemente. Uma modelagem em elementos finitos com os pilares isolados e inseridos em paredes foi realizado por meio do pacote computacional ABAQUS. No estudo foi observado que as paredes com maior espessura e os pilares de aço com almas perpendiculares à superfície da parede apresentaram maiores gradientes térmicos nas seções transversais. De modo que, quanto maior a espessura da parede, maior é a resistência ao fogo dos pilares.

Por fim, em Correia et al. (2014) é apresentado um estudo numérico para avaliar a influência do aquecimento diferencial de pilares de aço. Os resultados numéricos apresentaram boa concordância com o experimental como pode ser visto na Figura 2.16.



Fonte: Correia et al. (2014).

Desse modo, algumas conclusões foram indicadas, como o fato dos pilares apresentarem maiores tempos de resistência ao fogo, devido à presença das paredes reduzir significativamente as temperaturas da seção transversal.

Outra conclusão se voltou ao efeito “*Thermal Bowing*”, provocado pelo aquecimento diferencial e responsável por uma mudança na resistência ao fogo dos pilares, do qual foi observado que pilares com maior índice de esbeltez apresentam maior resistência ao fogo do que outros com menor esbeltez, devido este fenômeno.

Os autores realizaram um estudo detalhado da modelagem numérica o que permitiu a compreensão do estado de “tensão versus deformação” experimentado pelas várias seções do perfil H de aço durante o incêndio. Ao analisar o caso do pilar inserido nas paredes, foi possível

observar a inversão dos momentos fletores durante o aquecimento e o mecanismo de colapso, devido a formação de rótulas plástica na base, topo e à meia altura do pilar.

Dessa forma, o estudo apontou que essas informações indicam que a falha dos pilares de aço inseridos em paredes é diferente dos pilares isolados. O critério de considerar a falha como o instante em que a força de restrição, após crescimento, diminui até a força inicial aplicada, não é indicado para os pilares com paredes, pois nesses casos a falha não é brusca, e uma grande resistência ao fogo é observada por um longo período de tempo. Notou-se que esses pilares apresentam flexo-compressão, falhando por flexão ao invés de instabilidade.

Simões (2016)

Nessa pesquisa foram desenvolvidos estudos numérico e experimental de pilares de aço de seção H inseridos em paredes de alvenaria, tanto com a alma paralela como perpendicular à parede. A autora pretendeu avaliar a influência de parâmetros como nível de carregamento e índice de esbeltez dos pilares. A modelagem numérica dos ensaios foi realizada utilizando o código computacional ABAQUS e empregando as não linearidades geométrica e do material nos modelos termoestruturais.

Os ensaios experimentais juntamente com as simulações numéricas, confirmaram o fenômeno, denominado por “*Thermal Bowing*”, sendo responsável pela inversão de deslocamentos laterais e de momentos fletores, situação característica em elementos estruturais sujeitos a aquecimento diferencial.

Em relação ao gradiente térmico, foram observados valores mais elevados para o caso de pilares com a alma perpendicular à parede, assim como constatado em Correia (2011). No entanto, as temperaturas médias na seção são mais elevadas para os casos do pilar com a alma paralela, sendo lenta a perda de sua capacidade resistente.

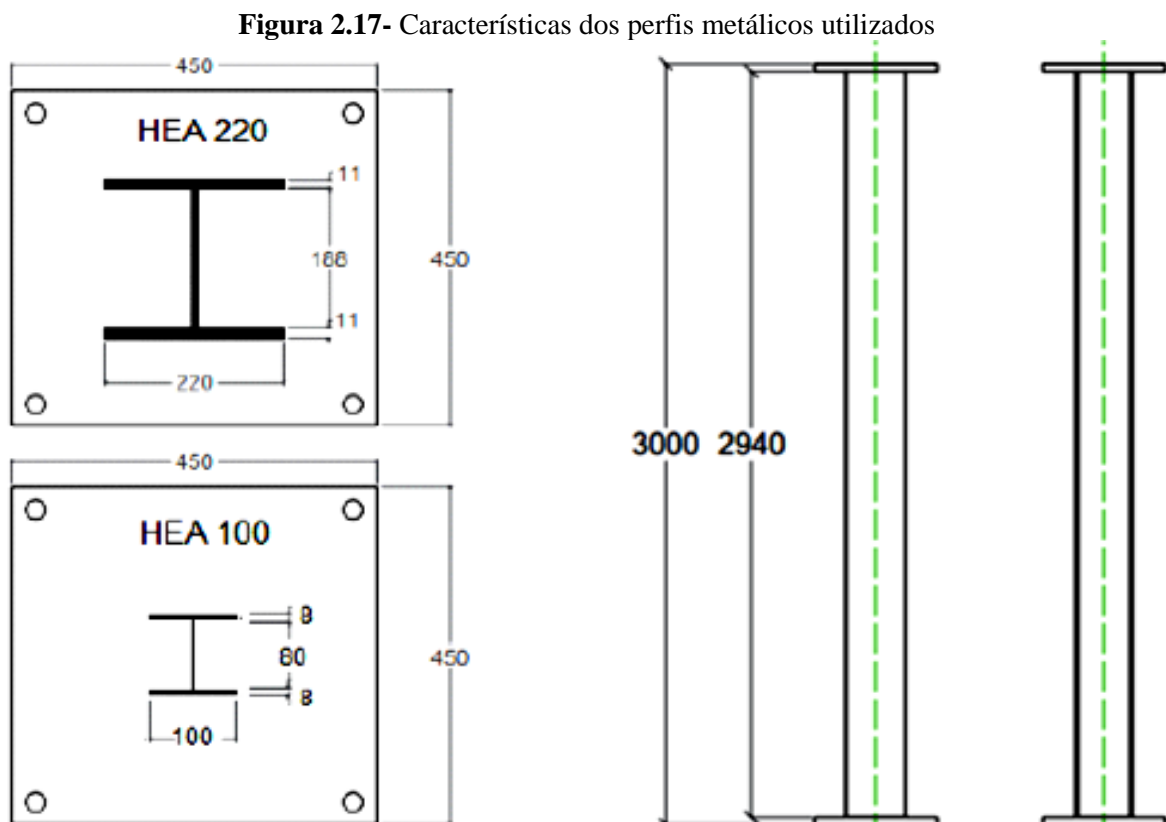
Rocha (2016)

Em Rocha (2016) foram desenvolvidos estudos experimental e numérico a respeito de pilares de aço e mistos de aço e concreto inseridos em paredes. Vale aqui destacar que os resultados apresentados nessa mesma referência serão utilizados para fins de validação dos modelos numéricos aqui propostos.

O estudo experimental foi realizado no Laboratório de Ensaio de Estruturas e Materiais da Universidade de Coimbra, Portugal. Dentre os parâmetros analisados tem-se: *esbeltez dos*

pilares, espessura da parede, posição do perfil com relação às paredes, influência do concreto atuando em conjunto com os perfis de aço e fator de carga.

A análise experimental contou com 12 ensaios, sendo quatro com pilares isolados e oito levando em consideração a interação com a parede. Os perfis metálicos utilizados foram: HEA 220 e HEA 100, que possuem aço grau S355, com a altura do elemento estrutural de 2940 mm. Como condição de contorno foram aplicadas, nas extremidades, chapas quadradas com dimensão 450x450 mm e 30 mm de espessura, resultando em um pilar com altura total de 3000 mm. As dimensões da seção transversal são mostradas na Figura 2.17.

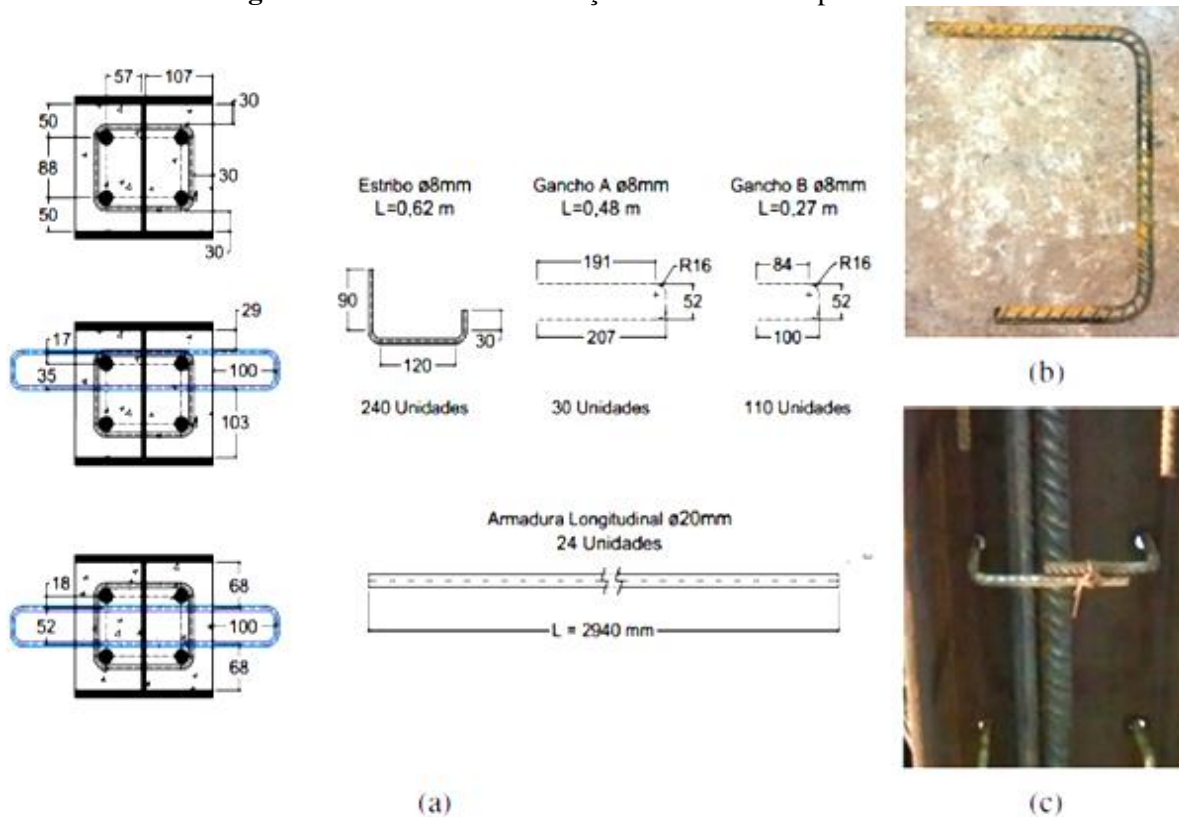


Fonte: Rocha (2016).

Em relação aos pilares mistos, foram ensaiados 5 protótipos, sendo um isolado e os outros associados à alvenaria com espessura de 11 e 15 cm. A seção transversal destes elementos estruturais foi composta do perfil HEA 220, com concreto de classe C30/37 colocado entre as mesas. O concreto utilizado foi armado longitudinalmente com barras de diâmetro 20 mm, do tipo S500, bem como transversalmente com estribos com diâmetro de 8 mm e espaçados a cada 150 mm.

A Figura 2.18 traz todo o arranjo da seção transversal, com as medidas adotadas para a sua montagem, onde possível observar a armadura adicional, na forma de gancho, a qual foi distribuída ao longo do pilar (cinco em cada lado) para garantir a fixação das paredes.

Figura 2.18 - Dimensões da seção transversal dos pilares mistos



Fonte: Rocha (2016).

Com relação às paredes, essas foram construídas com apoio de quadros metálicos para auxiliar no transporte, utilizando blocos cerâmicos com o mesmo comprimento das paredes, no caso 2,94 m e 1,2 m para cada lado do elemento estrutural. Para a fixação das paredes nos quadros metálicos foram realizados cortes de 10 x 10 cm² nesses elementos que permitiram uní-los com o uso de argamassa. Esta ligação teve êxito uma vez que nos ensaios em incêndio não houve descolamento do pilar nessas regiões, pois os mesmos passaram a trabalhar em conjunto.

O sistema de ensaio era composto por uma estrutura tridimensional de restrição que estabelecia uma restrição à deformação térmica, tanto em contexto de transladação como de rotação nas extremidades, simulando o pilar inserido em uma estrutura real. Esse sistema foi similar ao utilizado em Correia et al. (2012). No entanto, o que diferiu entre ambos os ensaios foi o arranjo das vigas superiores da estrutura de restrição, pois como pode ser visualizado na

Figura 2.19 as vigas se cruzavam no ensaio de Rocha (2016) sem que uma dada viga se apoiasse na outra. Tal diferença alterou a intensidade das restrições pré-definidas e consideradas nas modelagens numéricas de Correia, Rodrigues e Gomes (2013) para estes casos. Apesar disso, não foram realizados ensaios para determinação da rigidez axial e rotacional da nova estrutura.

Figura 2.19 - Arranjo das vigas superiores do sistema de restrição:

a) Correia et al. (2013) b) Rocha (2016)

a)



b)



Fonte: Rocha (2016).

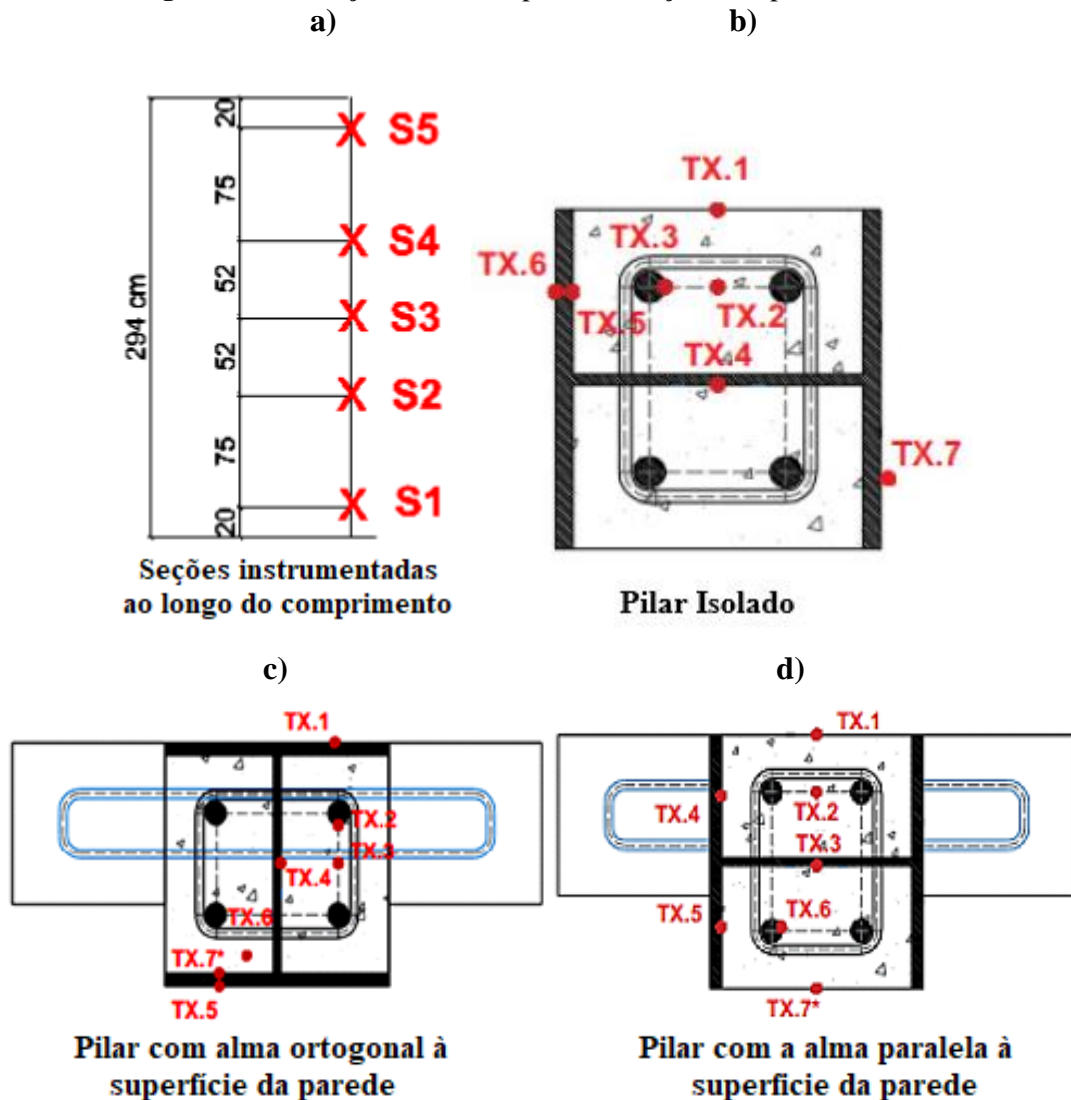
Primeiramente, foi aplicado um carregamento de 30% da capacidade de carga à temperatura ambiente dos pilares, conforme as disposições do Eurocode 3 Parte 1-1 (2005), com as vigas do pórtico de restrição livres para se movimentar. Em seguida, esse sistema de restrição tridimensional era devidamente travado, para que só assim o forno fosse ligado e iniciado o aquecimento. Os pilares foram aquecidos por meio de um forno elétrico modular, conforme Figura 2.20, o qual era composto por três módulos, sendo dois deles com 1,0 m de altura e outro com 0,5 m. Quando unidos, formavam uma estrutura com dimensões 1,5 x 1,5 x 2,5 m³, sendo que apenas 2,5 m centrais dos pilares eram aquecidos, pois havia interesse em analisar o efeito do gradiente não uniforme de temperatura.

Figura 2.20- Sistema completo utilizado por Rocha (2016) em seu ensaio experimental de um pilar em contato com paredes



Fonte: Rocha (2016).

As grandezas essenciais a serem determinadas em ensaios em temperaturas elevadas são: as temperaturas ao longo das seções do elemento, os deslocamentos e as forças aplicadas. Para tanto, para medir as temperaturas ao longo do pilar foram instalados cabos termopares do tipo K em cinco seções dos perfis (Figura 2.21a). Nas Figuras 2.26b, 2.26c e 2.26d é possível visualizar as posições dos termopares em cada um dos pilares mistos de aço e concreto estudados. A nomenclatura utilizada para os pontos de leitura foram TX.Y, em que X representa a seção do pilar que está sendo estudado e Y indica o ponto de leitura. No entanto, a apresentação dos resultados e a validação dos modelos propostos serão feitos tendo como referência a seção 3 (central).

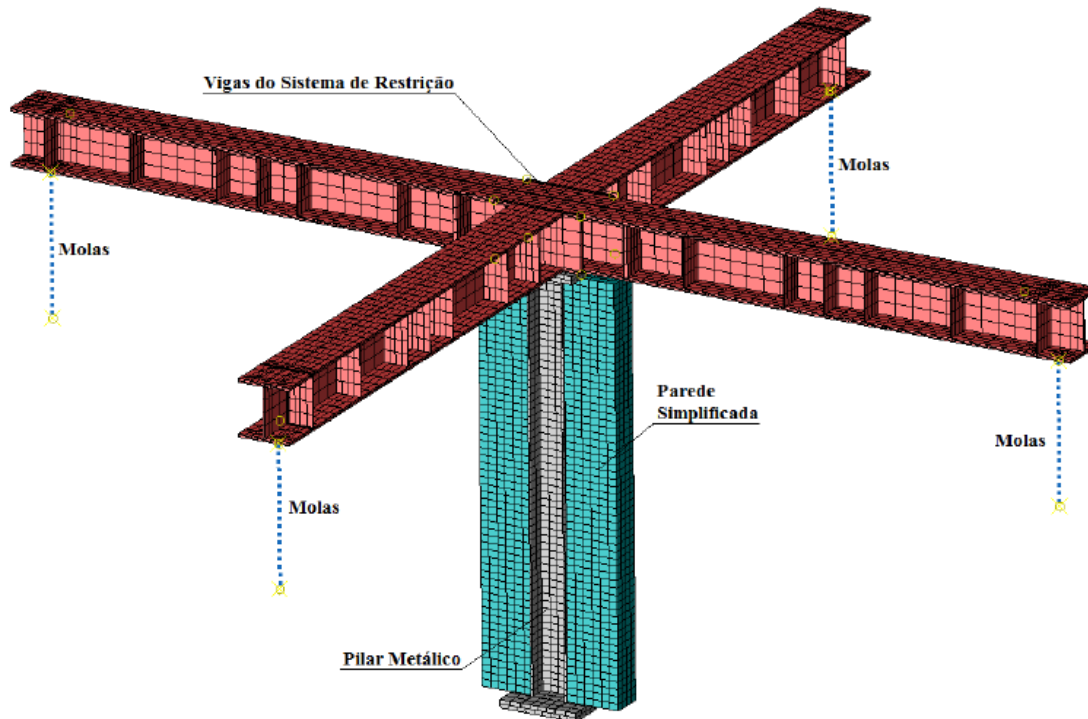
Figura 2.21- Posições dos termopares nas seções dos pilares mistos

Fonte: Rocha (2016).

Como o deslocamento é um parâmetro importante em ensaios termoestruturais de pilares com restrição térmica, foram utilizados dois tipos de transdutores de deslocamentos. Para a determinação do deslocamento axial foram instalados quatro transdutores do tipo LVDT no topo e em mais quatro pontos na base do pilar. A força, foi medida por meio de uma célula de carga posicionada entre o pilar e o pórtico de restrição, responsável por medir as forças geradas pela expansão térmica do pilar restringido.

Rocha (2016), com o auxílio do código computacional ABAQUS, ainda realizou uma modelagem numérica dos pilares ensaiados. O modelo construído contou com o sistema completo de restrição, como indicado na Figura 2.22. Utilizou-se para as análises térmicas e termoestrutural elementos finitos sólidos lineares de 8 nós e integração reduzida dos tipos HT3D8R e C3D8R.

Figura 2.22--Modelo numérico proposto por Rocha (2016)



Fonte: Rocha (2016).

As condições de contorno do modelo térmico contaram com os fenômenos de troca de calor por radiação e por convecção na face exposta ao fogo, e apenas convecção na face não exposta ao fogo. Dessa forma, foram utilizadas para a face exposta emissividades de 0,9 para o aço, 0,8 para o concreto e paredes, e coeficiente de convecção igual a $25 \text{ W m}^2/\text{°C}$ independente do material. Já para o lado não exposto ao fogo foi considerado apenas o coeficiente de convecção igual a $9 \text{ W m}^2/\text{°C}$.

Em relação às demais propriedades térmicas, tais como o calor específico, condutividade e expansão térmica, seguiu-se as prescrições normativas da ABNT NBR 14323 (2013), que segue basicamente as considerações do Eurocode 4 Parte 1-2 (2005). Para as paredes, as propriedades térmicas utilizadas foram consideradas constantes com a temperatura e próximas aos valores do concreto, sendo 840 J/kg. °C para o calor específico e $0,7 \text{ W/m}^2. \text{°C}$ para a condutividade térmica.

Com relação à modelagem numérica, foram identificadas dificuldades de encontrar um modelo que representasse os pilares ensaiados, razão pela qual foram empregadas três diferentes metodologias:

- a) representação do modelo de restrição tridimensional com molas;
- b) representação do modelo de restrição tridimensional sem molas;

c) uso de elementos finitos do tipo casca (shell) para representação numérica dos perfis de aço associados a molas axiais e rotacionais nas extremidades dos pilares.

Cada metodologia apresentou resultados distintos, o que não permitiu possível obter um único modelo que representasse as forças e os deslocamentos verificados em todos os ensaios.

No modelo “a”, a melhor representação foi para os pilares isolados e para pilares com alma paralela à parede, pois a distribuição de temperatura na seção transversal era mais uniforme. Para o caso da alma ortogonal às paredes, a força axial encontrada era muito inferior. Já no modelo “b”, pela ausência de molas, a estrutura se tornou mais rígida e por essa razão as forças axiais foram ampliadas, se adequando melhor para os casos com alma ortogonal às paredes apesar disso, para os pilares com alma paralela às paredes, as forças foram superdestimadas. Este modelo apresentou certa adequação para os deslocamentos axiais e laterais.

Diante do exposto, o autor concluiu que a intensidade da restrição térmica proporcionada pelo sistema global consiste em um fator determinante para o estudo dos pilares em situação de incêndio. O último modelo que considerou elementos finitos do tipo SHELL e molas axial e rotacional no topo, apresentou resultados semelhantes aos encontrados com as outras abordagens, desde que se utilizasse valores de restrições axial e rotacional adequados para essas molas. Logo, o método “c” apesar de não ser abordado com maiores detalhes nesse estudo, mostrou que poderia apresentar bons resultados na modelagem termoestrutural.

Por fim, especificamente a respeito das paredes, o autor concluiu que esses elementos influenciam o comportamento termoestrutural dos pilares de modo a alterar a sua rigidez axial. Isso, de acordo com o autor, dificultou a obtenção de modelos numéricos consistentes. Diante disso, essa pesquisa tem o intuito de obter algumas respostas não alcançadas em Rocha (2016), a partir do emprego do “método c”, sobre pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes sob ação do fogo.

Simões (2018)

Assim como acontece no presente trabalho, em Simões (2018) também foram utilizados resultados do programa experimental presente em Rocha (2016). No entanto, somente seis pilares de aço inseridos ou não em paredes foram objeto de interesse desse trabalho. Dessa forma, realizou-se um estudo numérico a partir do uso do código computacional ABAQUS versão 6.14, a respeito do comportamento desses elementos sob ação térmica.

A construção dos modelos numéricos contou com elementos finitos do tipo casca (*shell*) para representar os perfis de aço, enquanto as paredes foram reproduzidas com elementos

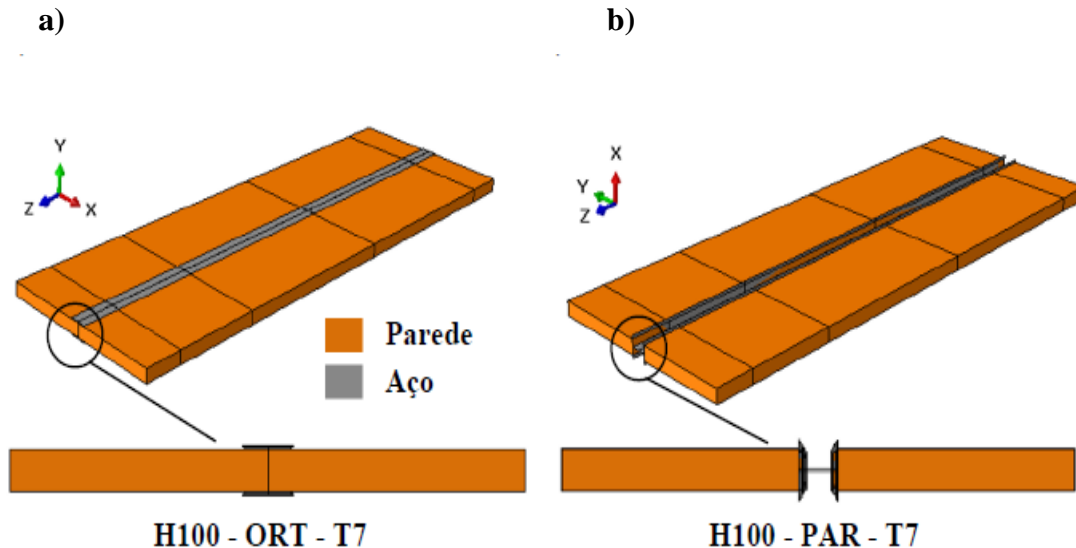
sólidos. Diferentemente de Rocha (2016), o autor não reproduziu o sistema de restrição tridimensional dos ensaios, uma vez que a representação simplificada foi suficiente para obter resultados satisfatórios.

A Figura 2.23 apresenta os modelos térmicos propostos pelo autor para alguns dos elementos estruturais estudados referente a cada orientação da alma em relação à superfície da parede (ortogonal ou paralela). Para as paredes realizou-se uma macromodelagem, com sua representação como um bloco maciço de mesma altura do pilar de aço.

Para validação dos modelos térmicos Simões (2018) realizou análises de sensibilidade para verificar se os valores de emissividade e coeficiente de convecção adotados em Rocha (2016) eram, realmente, os mais adequados para reproduzir os ensaios experimentais. A partir da variação desses parâmetros chegou-se aos valores apresentados na Tabela 2.1, a qual reúne os valores mais representativos.

O autor ainda investigou duas diferentes estratégias para as análises numéricas termoestruturais a fim de reproduzir os ensaios experimentais realizados por Rocha (2016), em relação à evolução das forças de restrição e dos deslocamentos axiais. Para isso, o campo das temperaturas obtidas na análise térmica foi transferido como carregamento para o modelo estrutural dos pilares analisados.

Figura 2.23-Modelos térmicos para os pilares de aço: a) H100-ORT-T7; b) H100-PAR-T7



Fonte: Simões (2018).

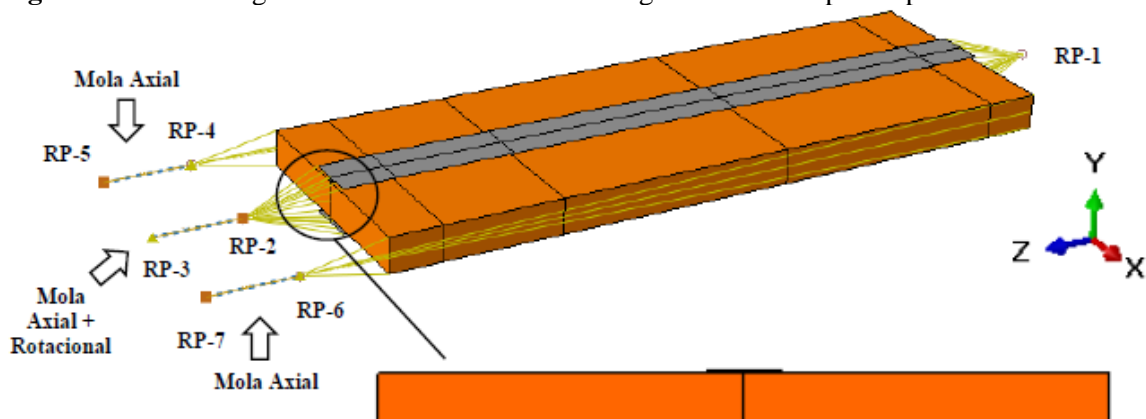
Tabela 2.1- Parâmetros determinados após calibração para o modelo térmico

Superfície	Lado exposto		Lado não exposto	
	Emissividade	Coefficiente de Convecção $W.m^2/^{\circ}C$	Emissividade	Coefficiente de Convecção $W.m^2/^{\circ}C$
Aço	0.8	25	0.6	4
Parede	0.7	25	0.7	4

Fonte: Simões (2018).

Com o objetivo de simular a estrutura tridimensional de restrição do ensaio experimental, a “Estratégia Numérica I” consistiu em inserir uma mola com rigidez axial e rotacional na extremidade superior, sendo os valores para essas grandezas definidos a partir de calibração numérica. No entanto, foi verificado que essa metodologia gerou resultados satisfatórios somente para os pilares isolados, uma vez que considerou a parede somente como elemento de vedação no caso dos pilares em contato com a alvenaria.

Diante disso, com o objetivo de mensurar rigidez adequada para todos os modelos estudados foi adotada outra metodologia e denominada “Estratégia Numérica II”, em que foram inseridas molas nas laterais das paredes que permitiam controlar a sua rigidez na direção axial (U3), conforme a Figura 2.24.

Figura 2.24- Modelagem numérica baseado na estratégia numérica II para o pilar H220-PAR-T15

Fonte: Simões (2018).

Como já mencionado, em Rocha (2016) não foram mensuradas experimentalmente as intensidades das rigidezes, o que resultou na necessidade de calibração dessa mola. Dessa forma, por meio de uma calibração numérica o autor definiu valor correspondente à rigidez

axial e à rigidez rotacional iguais a 30 kN/mm e 5000 kN.m/rad, respectivamente. Esses valores foram utilizados para todos os pilares estudados. A partir disso, o autor conseguiu validar satisfatoriamente os quatro modelos de pilares inseridos em paredes e isso permitiu melhor compreender o comportamento termoestructural dos pilares.

A partir dos modelos numéricos validados, Simões (2018) ainda realizou análises paramétricas com o intuito de verificar a influência de fatores como fator de carga e nível de restrição térmica no desenvolvimento das forças que surgem ao longo do aquecimento, tendo como foco também a resistência ao fogo do elemento estrutural.

Dessa forma, constatou-se para todos os modelos a influência negativa do fator de carga quando elevado. Quanto à restrição axial, foi verificado que sua presença é muito mais impactante na resistência ao fogo em comparação com sua intensidade para os pilares isolados e formados pelo perfil HEA 100 inseridos em paredes. Já para o pilar H220-ORT-T15, a elevação do nível de rigidez axial diminuiu o tempo de resistência ao fogo, enquanto que para os pilares H220-PAR-T15, o aumento dessa mesma rigidez resultou no crescimento do tempo crítico. A falta de estudos sobre análise paramétrica em pilares inseridos em paredes limita a compressão sobre tal fato. No que refere-se à rigidez rotacional, sua presença elevou o tempo crítico dos pilares comprovando sua influência favorável para a resistência ao fogo.

Por fim, a pesquisa realizou uma avaliação do método simplificado da ABNT NBR 14323 (2013) para o cálculo da evolução da temperatura em perfis de aço, uma vez que não existe um método normatizado para determinar a evolução da temperatura desses elementos estruturais em contato com a alvenaria.

Diante disso, constatou-se que esse método apresentou bons resultados somente para os pilares com aquecimento uniforme na seção transversal. Ao aplicá-lo nos pilares inseridos em paredes verificou-se temperaturas superiores àquelas que provavelmente seriam observadas em situações reais. À vista disso, a nova proposta de cálculo apresentou bons resultados para os pilares em contato com paredes para a maioria dos casos estudados. No entanto, mesmo para as situações em que a evolução da temperatura no perfil não foi representada de forma satisfatória, os resultados foram mais próximos do que aqueles obtidos pelo método normatizado.

2.4 Considerações Finais

Neste capítulo foram apresentadas as principais pesquisas relacionadas ao tema de pilares mistos de aço e concreto submetidos a gradientes térmicos. No entanto, para melhor

compreensão do tema também foram apresentados trabalhos sobre pilares mistos de aço e concreto sem parede, submetidos à ação térmica em todas as faces.

Pela revisão bibliográfica, nota-se que há diversas pesquisas que contemplam os pilares com restrição nas extremidades, com aquecimento em todas as faces e, ainda, considerando os diversos tipos de seção transversal, dentre eles, pilares mistos preenchidos, parcialmente ou totalmente revestidos. No entanto, são escassos os trabalhos que consideram os efeitos da parede como o causador do gradiente térmico de pilares, tanto em contexto numérico, como experimental.

Dessa forma, foram encontrados apenas três pesquisas que realizaram ensaios de pilares em contato com paredes, sendo elas: Correia (2011), Simões (2016) e Rocha (2016). Tal escassez está, principalmente, atrelada aos custos de experimentos que envolvem incêndio serem elevados. Todos os trabalhos citados anteriormente foram desenvolvidos no Laboratório de Ensaio de Estruturas e Materiais da Universidade de Coimbra, Portugal, onde a única diferença encontrada nos ensaios experimentais está relacionada ao posicionamento das vigas superiores do pórtico de restrição. Vale ressaltar que no estudo de Correia (2011), uma viga se apoiava na outra, enquanto que nos outros dois estudos elas apenas se cruzavam.

Diante do exposto, deu-se maior destaque as pesquisas desenvolvidas por Rocha (2016) e Simões (2018). O primeiro, devido aos resultados obtidos serem utilizados para a validação dos modelos numéricos propostos no presente trabalho. Mais adiante haverá a descrição de maiores informações sobre alteração da intensidade da restrição térmica imposta aos pilares, em razão da mudança do sistema de ensaio deste estudo, como relatado anteriormente.

Já o segundo estudo, teve o objetivo de compreender o comportamento de pilares de aço isolados e inseridos em parede sujeitos à ação térmica, sendo a presente pesquisa uma continuação do estudo iniciado por Simões (2018), pois os modelos numéricos dos pilares mistos de aço e concreto foram desenvolvidos a partir das mesmas estratégias adotadas pelo autor, como será descrito adiante. Ressalta-se a utilização da *estratégia II*, tendo em vista que possibilita um estudo sobre a influência da parede no comportamento termoestrutural dos pilares estudados pelo autor.

Sendo assim, a revisão aqui apresentada teve como intuito explicitar a necessidade de estudos sobre pilares inseridos em paredes, principalmente para pilares mistos de aço e concreto.

CAPÍTULO 3

3 ANÁLISES NUMÉRICAS REALIZADAS EM CONTEXTO TÉRMICO

A análise numérica realizada no presente trabalho fundamenta-se em três fases distintas, porém, interdependentes. Na primeira, denominada *análise térmica*, determina-se numericamente o campo de temperaturas da seção transversal tendo como base os resultados dos ensaios experimentais de referência. A segunda, denominada *análise estrutural*, está condicionada a inserir imperfeições geométricas iniciais, como um deslocamento no meio do vão do pilar. Por fim, a última etapa consiste na *análise termoestrutural* com o intuito de caracterizar o comportamento estrutural do pilar em situação de incêndio. Nesse estágio o pilar é carregado e recebe progressivamente o campo térmico previamente obtido da fase inicial (SIMÕES, 2018).

O objetivo deste capítulo é apresentar os procedimentos adotados para realização da análise térmica. No que se segue, será apresentada a descrição do modelo numérico e todos os parâmetros relevantes para a construção do mesmo que, por sua vez, foi desenvolvido no pacote computacional ABAQUS versão 6.14.

Como foi discutido em Rocha (2016), a análise experimental de pilares que envolvem paredes possui muitas peculiaridades que dificultam a modelagem numérica deste conjunto. Apesar disso, descreve-se a seguir, as propostas adotadas para realização da mesma.

3.1 Definição do Modelo

O estudo desenvolvido por Rocha (2016) contou com um total de 12 ensaios no qual foram avaliados pilares metálicos e mistos de aço e concreto, inseridos ou não em paredes. Na Tabela 3.1 são apresentadas as características dos cinco pilares mistos de aço e concreto que são objeto de interesse desta pesquisa.

Para facilitar a identificação dos pilares estudados na última referência foi definida uma nomenclatura de referência. Desse modo, as informações utilizadas para os pilares mistos de aço e concreto foram: *tipo de perfil de aço (HEA 220)*, *posição relativa da alma do perfil metálico em relação às paredes (paralela ou ortogonal)* e *espessura do bloco cerâmico*

utilizado para a construção da parede (11 cm ou 15 cm). Além disso, foi utilizada a indicação ISO para o caso do pilar aquecido uniformemente em todas as faces.

Tabela 3.1- Características dos pilares mistos utilizados na modelagem numérica

Número	Referência	Orientação da alma	Espessura do bloco
1	H220-CONC-ISO	-	-
2	H220-CONC-PAR-T15	Paralela	15 cm
3	H220-CONC-ORT-T15	Ortogonal	15 cm
4	H220-CONC-PAR-T11	Paralela	11 cm
5	H220-CONC-ORT-T11	Ortogonal	11 cm

Fonte: A própria autora.

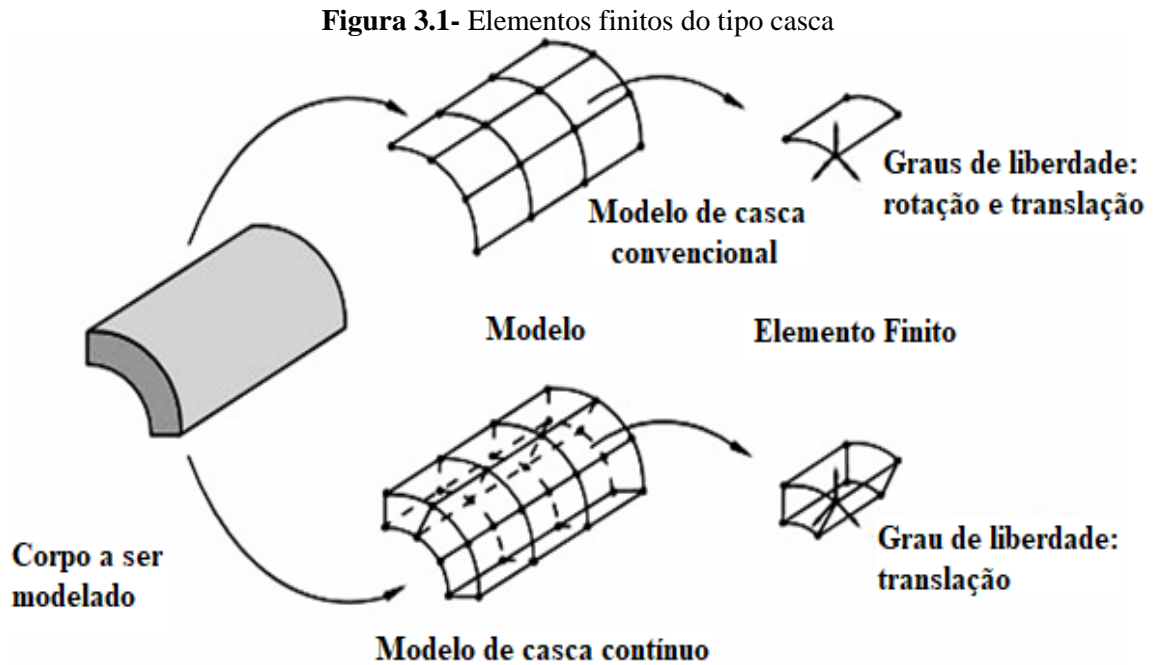
3.2 Elementos Finitos Utilizados na Modelagem Numérica

A modelagem numérica foi realizada com o código computacional ABAQUS versão 6.14, o qual utiliza a formulação baseada no Método dos Elementos Finitos. Para representar os perfis de aço foram utilizados elementos finitos do tipo casca (*shell*) enquanto que o concreto e as paredes foram reproduzidas com elementos sólidos. Além disso, as barras de aço presentes no concreto foram representadas com elementos de barra.

Na modelagem numérica térmica, o código computacional ABAQUS fornece a nomenclatura DS4 para o elemento de casca. Foi adotado o elemento finito do tipo casca convencional, uma vez que, de acordo com Simões (2018), apesar de existir duas classes desses elementos, o convencional e o contínuo, conforme a Figura 3.1, o primeiro possui como graus de liberdade à rotação e o deslocamento nas três direções X, Y e Z, sendo, portanto, úteis para representar as restrições axiais e rotacionais nas extremidades do pilar durante a modelagem termoestrutural. À vista disso, ressalta-se que esse elemento finito possui como característica principal quatro nós na linha média da espessura da seção transversal. No caso dos modelos numéricos térmicos, a temperatura é o único grau de liberdade desse elemento.

Com relação ao concreto, foram adotados elementos finitos sólidos que possuem 4 nós em cada extremidade, sucedendo em oito nós no total. Para a análise térmica, a nomenclatura disponível desse elemento é C3D8, disponível na biblioteca interna do ABAQUS. Além disso,

as armaduras foram modeladas com elementos de barra T3D2, *truss elements*, com dois nós em cada extremidade, de forma a seguir a mesma metodologia empregada em Han *et al.* (2015, 2016) para modelagem numérica de pilares mistos.



Fonte: Abaqus (2013).

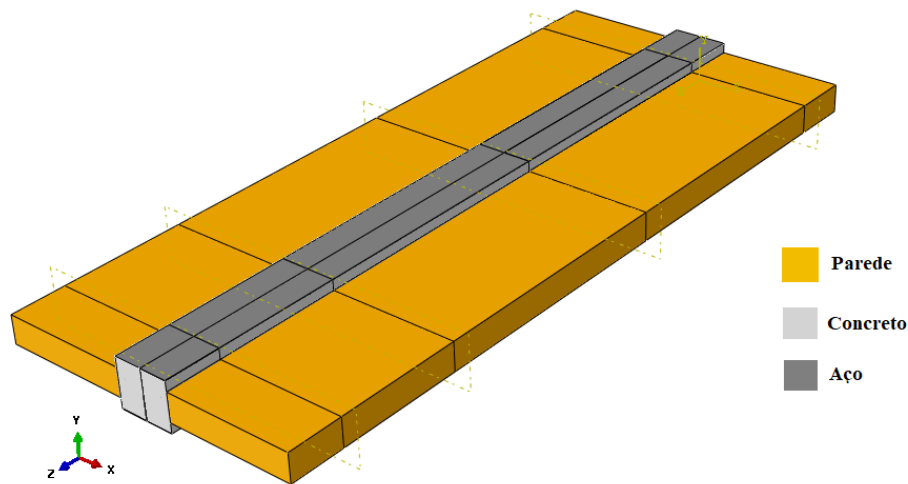
As paredes foram consideradas de forma simplificada. Cada parede foi reproduzida por meio de uma macromodelagem, sendo representada apenas como um bloco maciço, com o uso do mesmo elemento finito empregado para o concreto, ou seja, o sólido C3D8. De acordo com Loureço (1996), essa estratégia mostra-se eficiente, por ser um processo numérico em que não leva em consideração todos os componentes da parede, de modo que toda alvenaria é representada como um único elemento com propriedades homogêneas.

A Figura 3.2 apresenta os modelos térmicos dos elementos estruturais estudados. Nela estão indicados apenas um pilar para cada orientação da alma em relação à superfície da parede, uma vez que os modelos são construídos de maneira semelhante, alterando apenas as dimensões da seção transversal, a espessura dos elementos de vedação e a presença ou não da alvenaria.

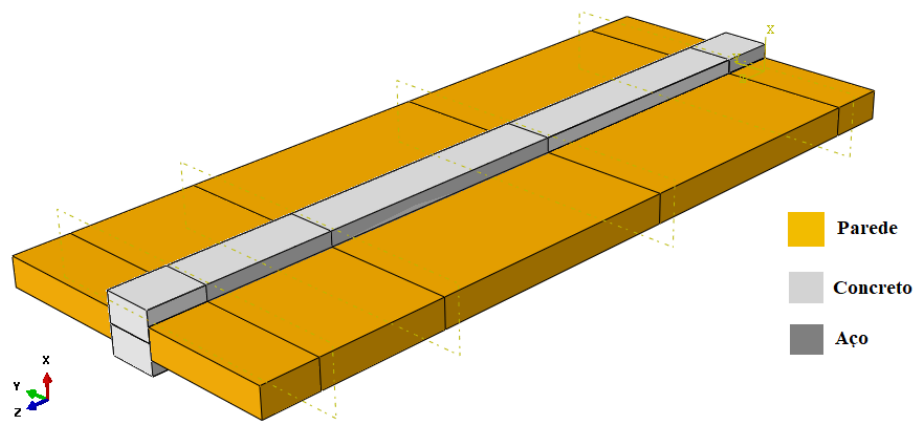
No processo de geração de malha foi realizada uma avaliação para diferentes tamanhos (30,50 e 70 mm), a fim de obter o melhor refinamento dessa enquanto uso de elementos finitos dos modelos numéricos, o que permitiu a adoção de elementos finitos com tamanho de 30 mm para todos os elementos estruturais.

Figura 3.2- Representação dos modelos térmicos para os pilares: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11

a)



b)



Fonte: A própria autora.

3.3 Condições de Contorno, Propriedades e Interações entre os Materiais Utilizados

No modelo térmico as condições de contorno estão relacionadas aos fenômenos de trocas de calor (convecção, radiação e condução) entre o meio e o elemento, em conjunto com seus respectivos coeficientes e as regiões que atuam.

O princípio da conservação de energia é adotado pelo ABAQUS para a realização de suas análises térmicas. Diante disso, no *software* utiliza a opção *heat transfer* para a realização da análise térmica. A partir desta opção, definem-se dois tipos de comandos de superfície, o “*film condition*” que considera a transferência de calor por convecção e o comando “*radiation to ambient*”, relacionado à radiação.

No modelo numérico a inclusão da condução do calor ocorre a partir de parâmetros relativos ao próprio material da seção, tais como *densidade, condutividade térmica e calor específico*, sendo que maiores detalhes estão apresentados no **Anexo A**. Já para considerar os fenômenos de convecção e da radiação, algumas constantes são essenciais: coeficiente de convecção (α_c), para o primeiro e, ainda, a emissividade do material (ε) e a constante Stefan-Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$) para o segundo mecanismo.

No que concerne à modelagem dos pilares inseridos em paredes, deve-se considerar os lados exposto e não exposto ao fogo na construção do modelo térmico. Em relação à face exposta, a norma brasileira ABNT NBR 14323 (2013) e o Eurocode 3 Parte 1-2 (2005) consideram o coeficiente de convecção igual a $25 \text{ W/m}^2\text{C}$ e a emissividade de 0,7 para superfície de aço. Em relação ao concreto, o Eurocode 4 Parte 1-2 (2005) e a respectiva versão brasileira ABNT NBR 15200 (2012), definem uma emissividade de 0,7. Para o lado não exposto ao fogo, a norma brasileira não faz referência a quais valores adotar nas análises. No entanto, o Eurocode 1 Parte 1-2 (2002) considera duas opções: a primeira, pode-se considerar os efeitos de convecção e radiação juntos por meio de um coeficiente de convecção equivalente a $9 \text{ W/m}^2\text{C}$ e a outra forma é admitir esses fenômenos separadamente, de modo que o coeficiente de convecção seja igual a $4 \text{ W/m}^2\text{C}$ com o valor da emissividade dependente do material empregado.

Com relação às paredes, foram adotadas dimensões representativas do modelo experimental, ou seja, 50 cm para cada lado do pilar (corresponde à região aquecida pelo forno) e altura de 2,94 metros, com espessura do bloco variando em 11 e 15 cm, similar ao que foi feito em Rocha (2016). Apesar do interesse em modelar numericamente o experimento com todos os detalhes que o mesmo possui, a parede foi simplificada como um único elemento sólido sem os blocos cerâmicos, devido à existência de uma grande lacuna no meio científico com relação ao comportamento das propriedades térmicas dos materiais que envolvem as paredes com o avanço da temperatura.

Todas as propriedades térmicas do aço e do concreto estão descritas no **Anexo B** e foram utilizadas na modelagem numérica térmica. Para as paredes, o calor específico empregado foi $840 \text{ J/Kg}^\circ\text{C}$, a condutividade térmica $0,7 \text{ W/m}^2\text{C}$ e a massa específica 1600 Kg/m^3 , sendo assim independentes da temperatura, como feito em Cadorin (2003) e reproduzidos em estudos mais recentes como Rocha (2016) e Simões (2018).

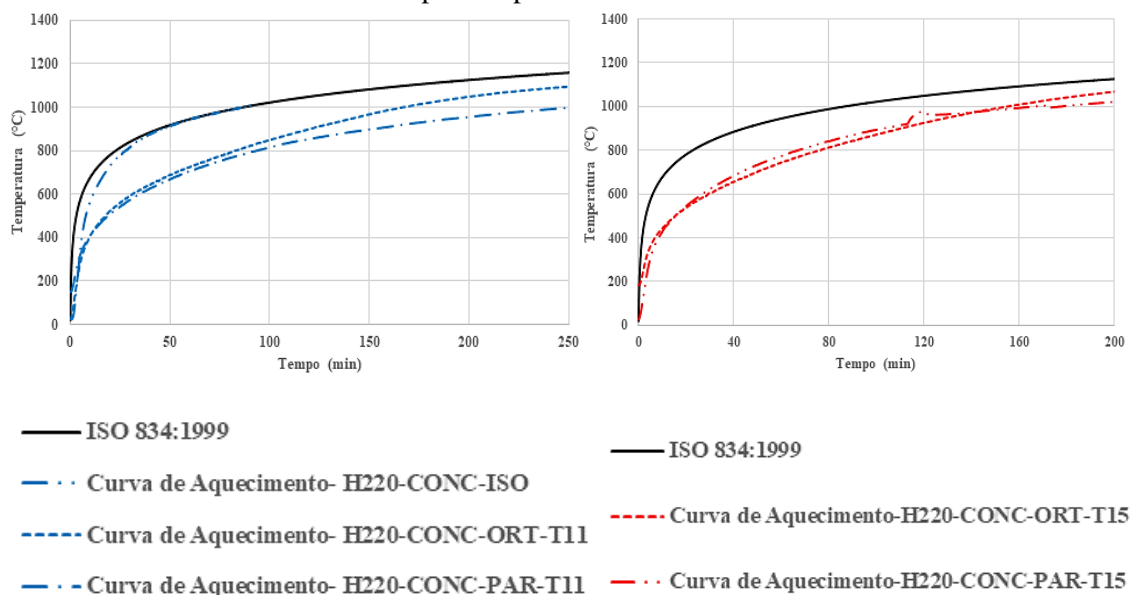
Para validação dos modelos térmicos a seção escolhida para análise da temperatura é a S3, referente ao meio do pilar, uma vez que a mesma foi a mais comprometida e não sofreu a influência das extremidades menos aquecidas. Nesse sentido, foi comparada a evolução da

temperatura ao longo do tempo nos pontos em que foram instalados os termopares com aquela obtida por meio da modelagem numérica. Os resultados da validação serão apresentados na seção 3.4.

Vale ressaltar também que as curvas de evolução da temperatura dos gases inseridas no ABAQUS condiz exatamente com as temperaturas obtidas na análise experimental realizada por Rocha (2016). Essas curvas foram fornecidas por cada módulo do forno vertical do experimento. Cita-se ainda que elas não coincidiram com aquela referente ao incêndio padrão definida pela ISO 834 (1999) visto que o uso das paredes como forma de isolamento do forno resulta em uma grande perda de calor do sistema. A comparação entre as curvas experimentais e aquela referente ao incêndio padrão está indicada na Figura 3.3

Ainda segundo a Figura 3.3, notou-se que a máxima distinção entre elas se deu nos 20 primeiros minutos, sendo a maior diferença encontrada equivalente a 200°C, o que garante que as curvas experimentais se encontrem fora do limite de tolerância estabelecido pela ISO 834 (1999), pois de acordo com a referida norma, não é permitido que haja uma diferença superior a 100°C, entre as curvas de aquecimento e de incêndio-padrão após 10min de exposição.

Figura 3.3- Comparação entre as curvas experimentais e a curva de incêndio-padrão ISO 834:1999 para os pilares estudados



Fonte: A própria autora.

Além disso, na construção dos modelos numéricos as armaduras longitudinais e transversais foram consideradas por meio do comando *embedded reinforcements* de modo a permitir a interação entre o concreto e as armaduras.

Finaliza-se esse subitem indicando que a interação considerada foi do tipo completa entre as zonas de contato, aço e concreto e aço/concreto e parede, por meio da função “*tie-constraint*” do tipo “*master-slave surfaces*”, que acopla todos os graus de liberdade das superfícies que estão em contato.

3.4 Validação dos Modelos Térmicos

Durante o processamento dos modelos numéricos térmicos para fins de calibração e validação, os mesmos não apresentaram resultados satisfatórios utilizando as sugestões normativas, assim como observado no estudo de Simões (2018). Por essa razão, o autor realizou uma análise de sensibilidade dos parâmetros mencionados na seção 3.3 e determinou os valores mais representativos.

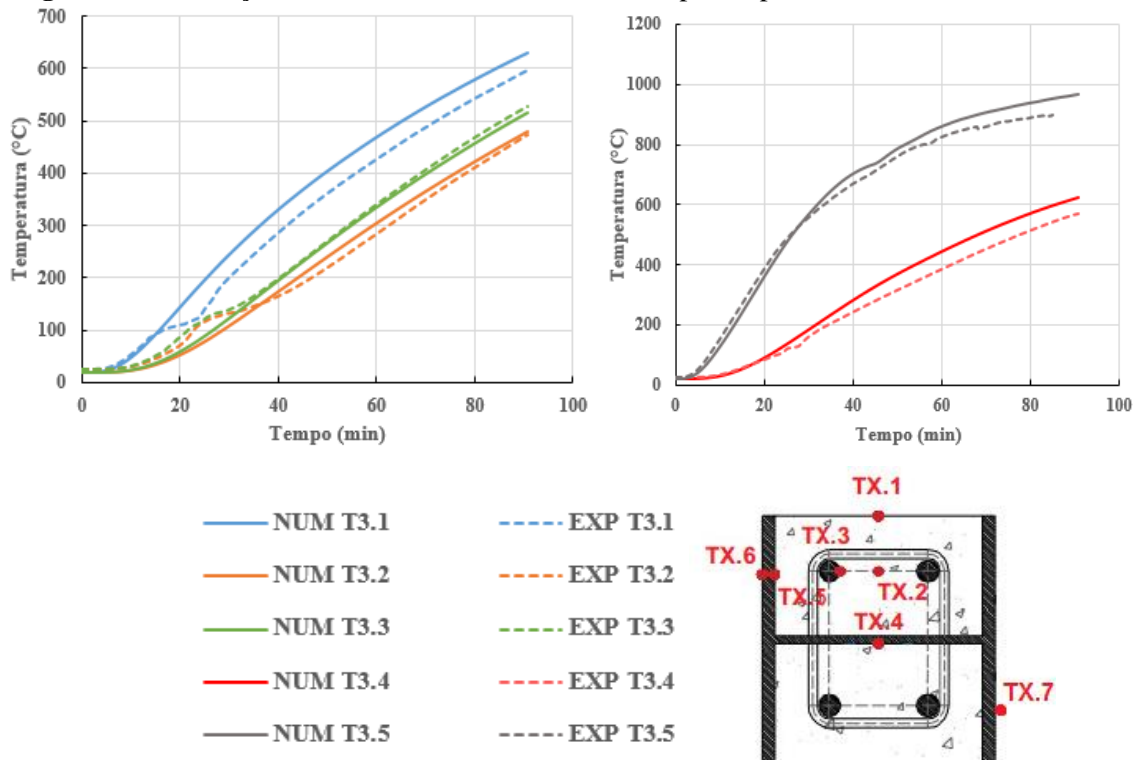
A Tabela 3.2 apresenta os parâmetros que melhor representaram o ensaio experimental dos pilares desta pesquisa, sendo esses os mesmos obtidos em Simões (2018), para o aço e a parede. Em relação ao coeficiente de convecção, o valor fornecido pelos códigos normativos se mostrou razoável. A partir da determinação dos parâmetros normativos mais representativos, cinco modelos numéricos térmicos correspondentes aos pilares estudados foram desenvolvidos.

Tabela 3.2 - Parâmetros adotados para calibração do modelo numérico térmico

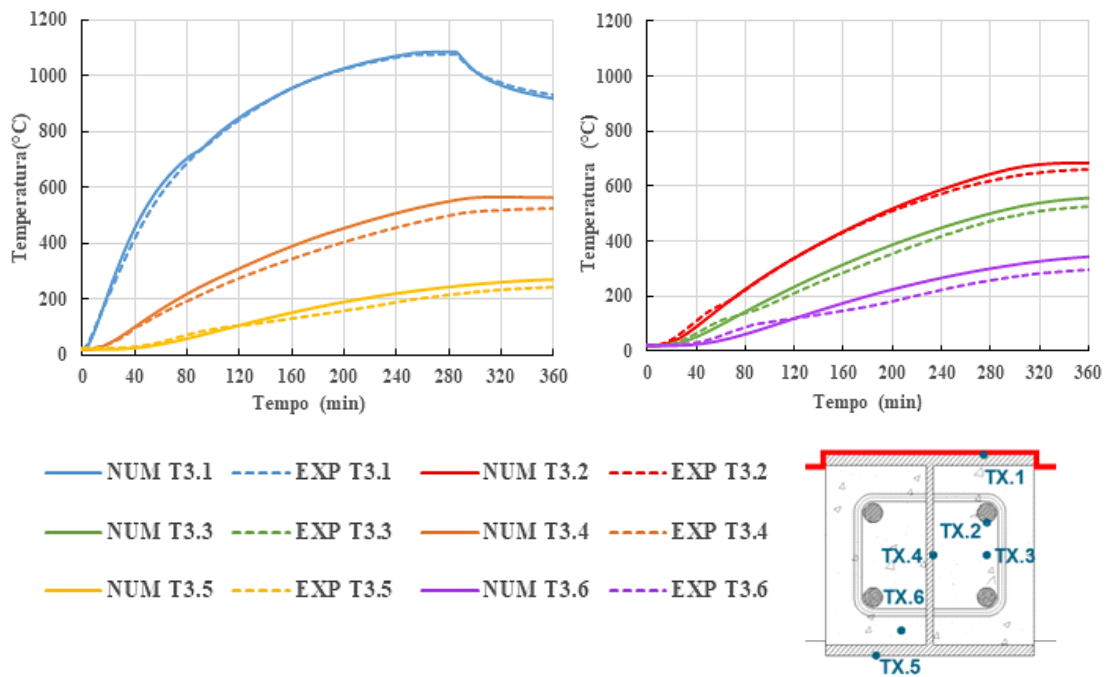
Superfície	Lado exposto		Lado não exposto	
	Emissividade	Coeficiente de Convecção $W.m^2/^{\circ}C$	Emissividade	Coeficiente de Convecção $W.m^2/^{\circ}C$
Aço	0.8	25	0.6	4
Concreto	0.7	25	0.7	4
Parede	0.7	25	0.7	4

Fonte: A própria autora.

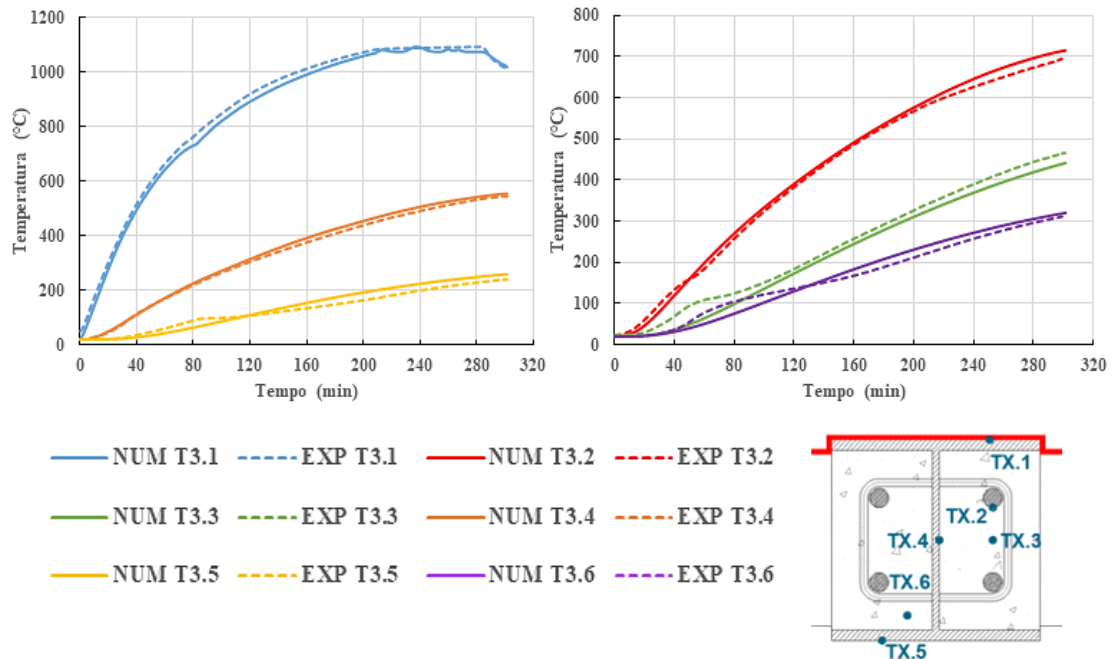
As Figuras 3.4 a 3.8 apresentam a validação da proposta de modelagem a partir da comparação entre as curvas de evolução de temperatura numéricas e experimentais na seção localizada na meia altura do pilar (Seção 3).

Figura 3.4- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar isolado H20-CONC-ISO

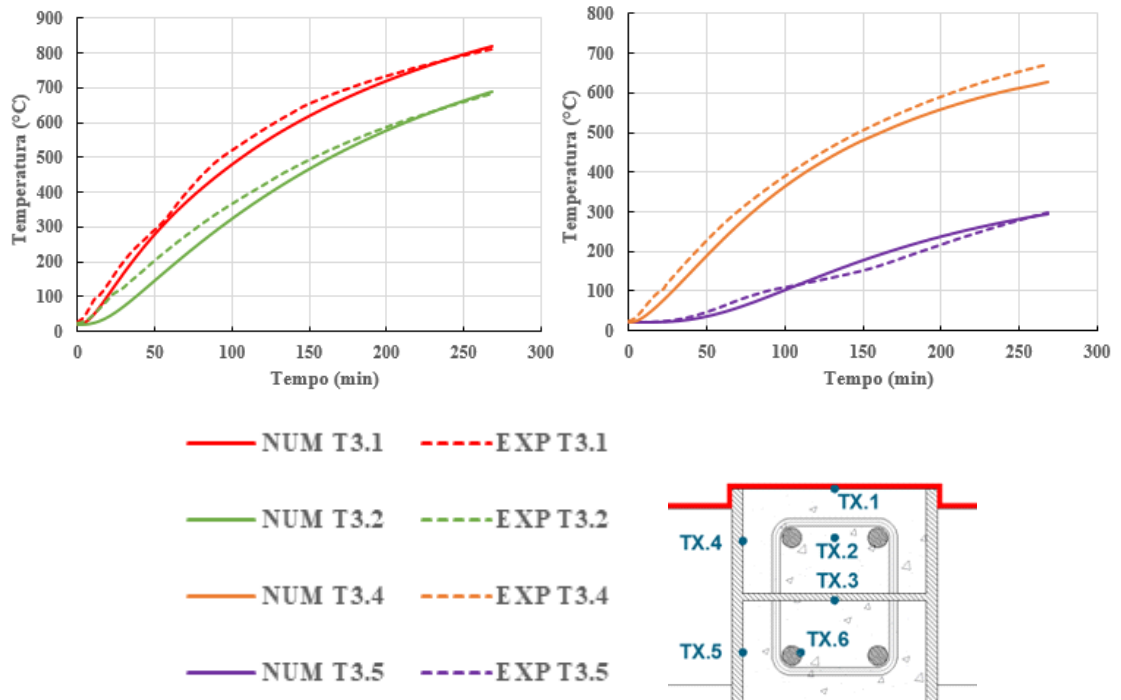
Fonte: A própria autora.

Figura 3.5- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H20-CONC-ORTO-T11

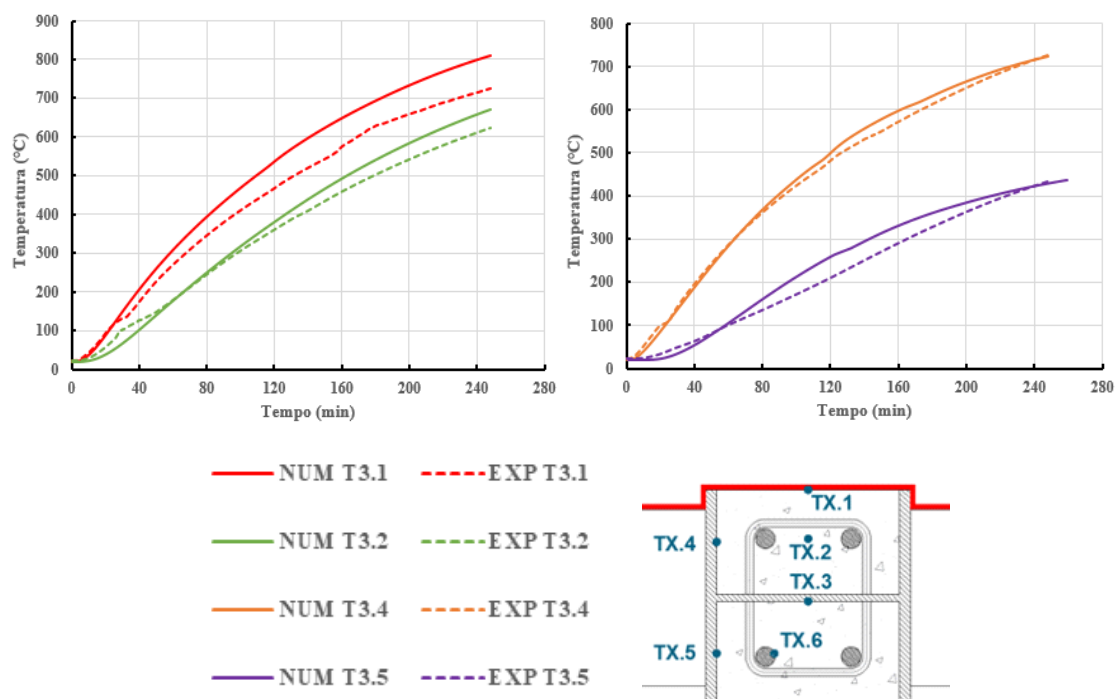
Fonte: A própria autora.

Figura 3.6- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-ORTO-T15

Fonte: A própria autora.

Figura 3.7- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-PAR-T11

Fonte: A própria autora.

Figura 3.8- Validação dos modelos numéricos térmicos para o pilar H220-CONC-PAR-T15

Fonte: A própria autora.

Ao analisar as Figuras 3.4 a 3.8 verificou-se a consistência dos modelos térmicos propostos, para a grande maioria dos casos analisados uma vez que a máxima diferença de temperatura encontrada foi de 85°C para o termopar T3.1 (no concreto) para o pilar H220-CONC-PAR-T15. Ressalta-se ainda que ao analisar as curvas de temperatura *versus* tempo, verificou-se maiores diferenças nos termopares relacionados ao concreto, cujos resultados não invalidaram o modelo, tendo em vista a dificuldade de posicionamento destes em relação aos termopares inseridos no aço, por haver a possibilidade de solda.

O próximo item apresenta uma análise sobre a influência do concreto no comportamento térmico dos pilares, mediante um estudo comparativo dos pilares metálicos estudados por Simões (2018).

3.5 Influência do Concreto e da Parede no Comportamento Térmico de Pilares

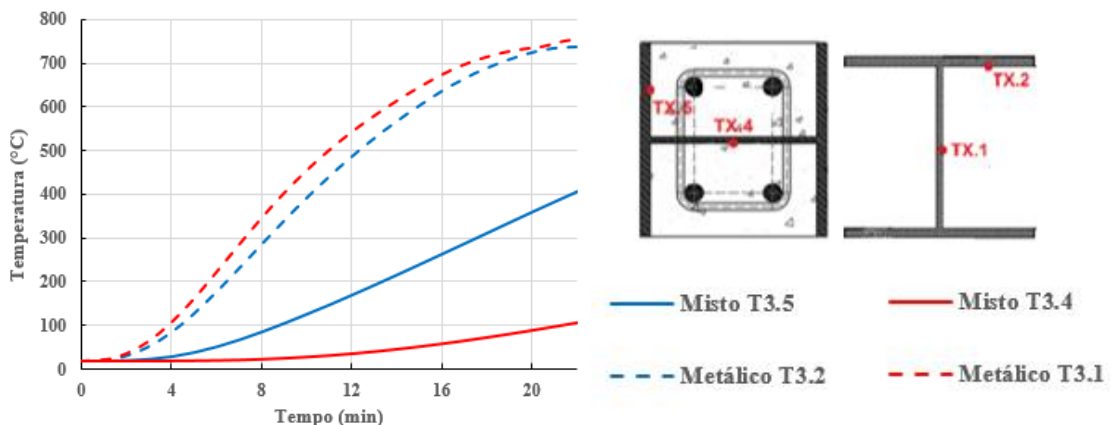
Após calibrar os modelos numéricos, um estudo sobre a influência do concreto no comportamento térmico dos pilares mistos de aço e concreto foi realizado. Como descrito no Capítulo 2, Simões (2018) realizou um estudo com pilares metálicos isolados e inseridos em

paredes, mas para o caso dos pilares constituídos pelo perfil HEA 220, que é alvo de interesse dessa pesquisa, a espessura do elemento de vedação foi de apenas 15 cm.

Por essa razão, o foco desse estudo comparativo são os pilares mistos e metálicos isolados e inseridos em paredes com espessura de 15 cm. Para isso, foram comparadas as temperaturas para uma mesma posição dos termopares na seção transversal dos pilares. Os resultados estão apresentados nas Figuras 3.9 a 3.11.

Ao analisar a Figura 3.9, correspondente aos pilares isolados, verifica-se uma redução da temperatura da ordem de 280°C, ao comparar o termopar T3.5 (pilar misto) com o T3.2 (pilar metálico), e ainda maior, 620°C, para termopar T3.4 (pilar misto) em relação ao T3.1 (pilar metálico). Tal aspecto pode ser justificado pelo fato de o concreto revestir o pilar de aço, formando um elemento robusto que dificulta a propagação de calor pelo conjunto. Além do mais, as propriedades térmicas do concreto, como baixa condutividade térmica do concreto e alto calor específico contribuem para a resposta encontrada.

Figura 3.9 - Curva referente à temperatura em função do tempo para os pilares H220-ISO misto e metálico

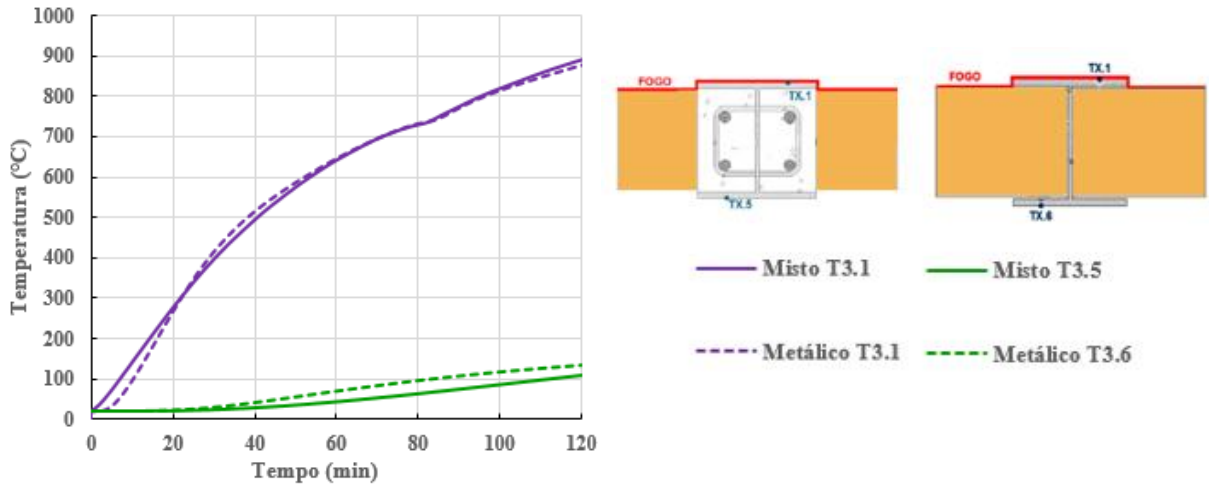


Fonte: A própria autora.

Em relação aos pilares H220-ORT-T15 (Figura 3.10) os termopares T3.1 apresentaram temperaturas semelhantes, fato esse justificável por estarem expostos ao incêndio na mesma posição e possuírem um material isolante térmico logo abaixo de sua localização. Já para os termopares T3.5 (pilar misto) e T3.6 (pilar metálico) há uma coerência dos resultados térmicos serem razoavelmente semelhantes, diferença de temperatura da ordem de 125°C, por existirem em ambos uma barreira térmica.

Ao analisar a representação dos pilares na Figura 3.10, nota-se que no pilar misto se tem como barreira térmica o concreto, o qual impede o fluxo direto de calor no elemento.

Figura 3.10- Curva referente à temperatura em função do tempo para os pilares H220-ORT-T15 misto e metálico.

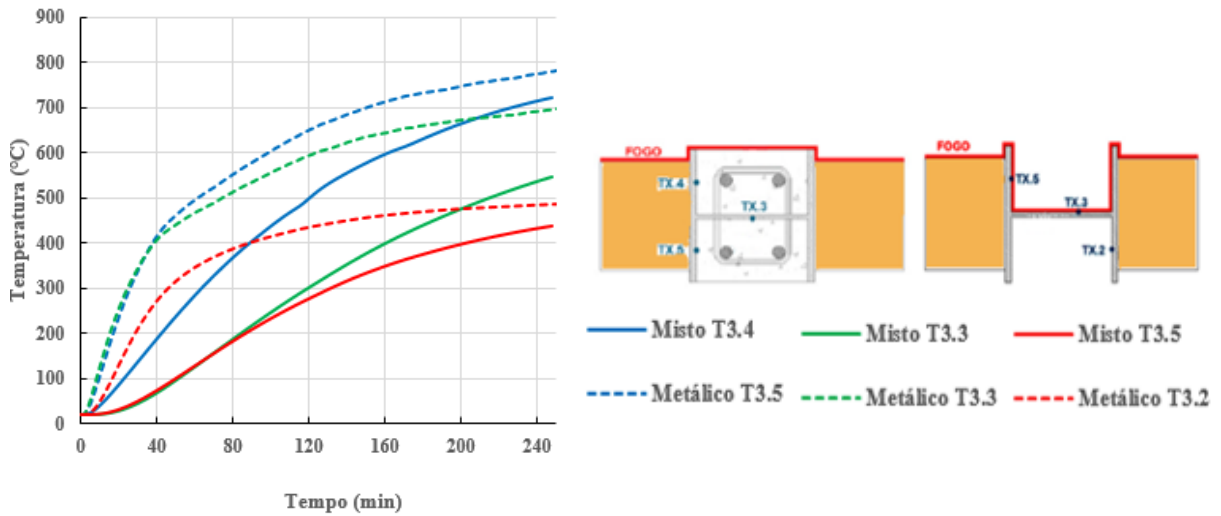


Fonte: A própria autora.

Já no pilar metálico, a barreira térmica consiste da própria parede que está em contato direto com a alma do perfil metálico e, conseqüentemente, tem-se uma dificuldade de propagação do calor em ambos, o que justifica essa pequena diferença de temperatura entre eles. No caso do concreto essa barreira térmica é maior, por isso consegue-se uma temperatura um pouco maior no termopar T3.6 do pilar metálico ao compará-lo com o termopar T3.5 do pilar misto.

Já para o caso dos pilares H220-PAR-T15, essa barreira térmica não existe. Logo, o calor atua diretamente no perfil metálico, e assim o mesmo se aquece muito mais que o pilar paralelo misto, como pode ser observado na Figura 3.11.

Figura 3.11- Curva referente à temperatura em função do tempo para os pilares H220-PAR-T15 misto e metálico



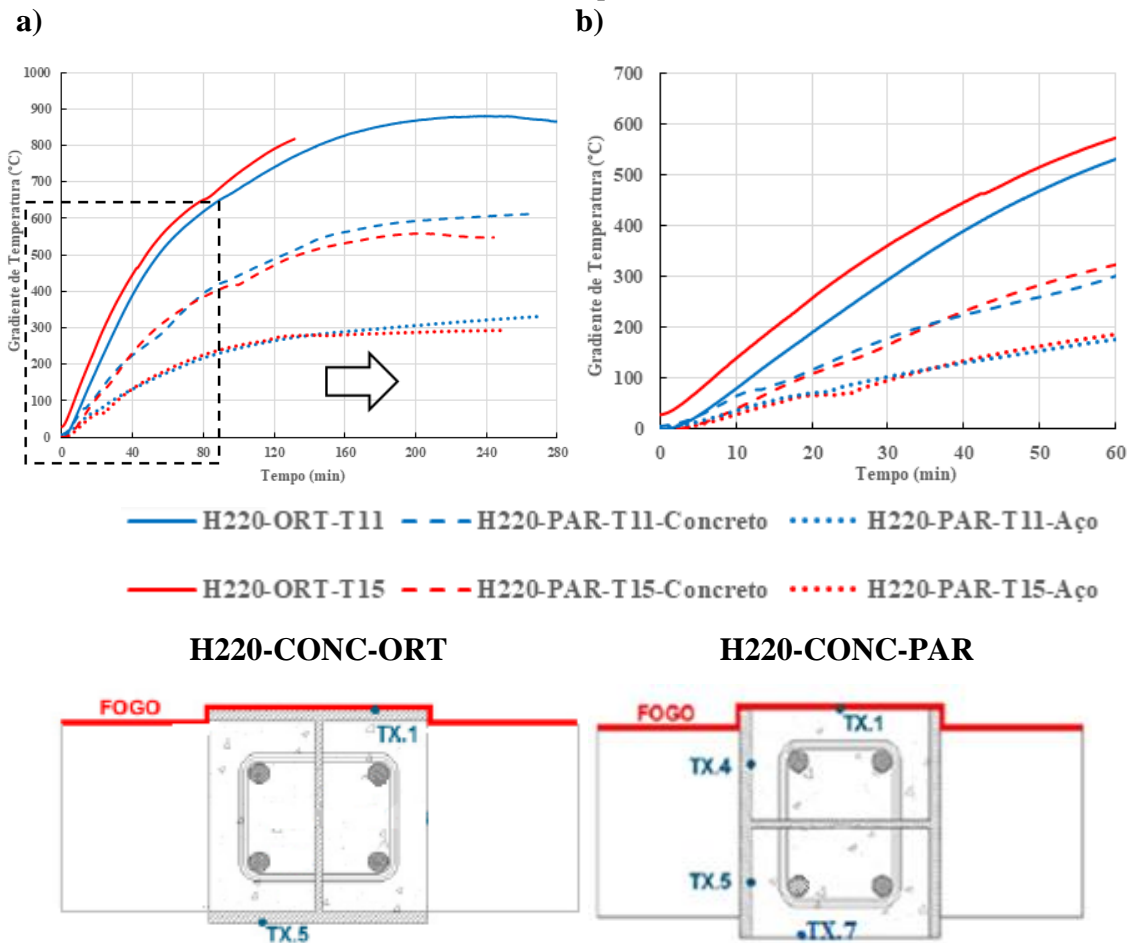
Fonte: A própria autora.

3.5.1 Análise do Gradiente Térmico de Pilares Mistos Inseridos em Paredes

Ainda com o objetivo de analisar a influência do concreto e da parede no comportamento térmico dos pilares desta pesquisa, esse item avalia o gradiente térmico apresentado por esses elementos estruturais frente à ação térmica. A Figura 3.12a e b mostra as curvas de evolução do gradiente térmico dos pilares mistos inseridos em paredes em função do tempo de exposição ao fogo. Porém, para melhor visualização do comportamento daquelas que apresentaram um tempo de duração menor, a Figura 3.12b foi criada com a finalidade de apresentar tais curvas até um intervalo igual a 60 min.

Além disso, destaca-se que para o caso dos pilares com alma ortogonal à parede o gradiente de temperatura foi determinado pela diferença de temperatura dos termopares T3.1 e T3.5. Já para os pilares com alma paralela à parede, o gradiente foi obtido para o concreto pela diferença de temperatura entre os termopares T3.1 e T3.7 e para o perfil de aço obteve-se pela diferença dos termopares T3.4 e T3.5.

Figura 3.12- Curva referente ao gradiente térmico em função do tempo para os pilares mistos inseridos em paredes



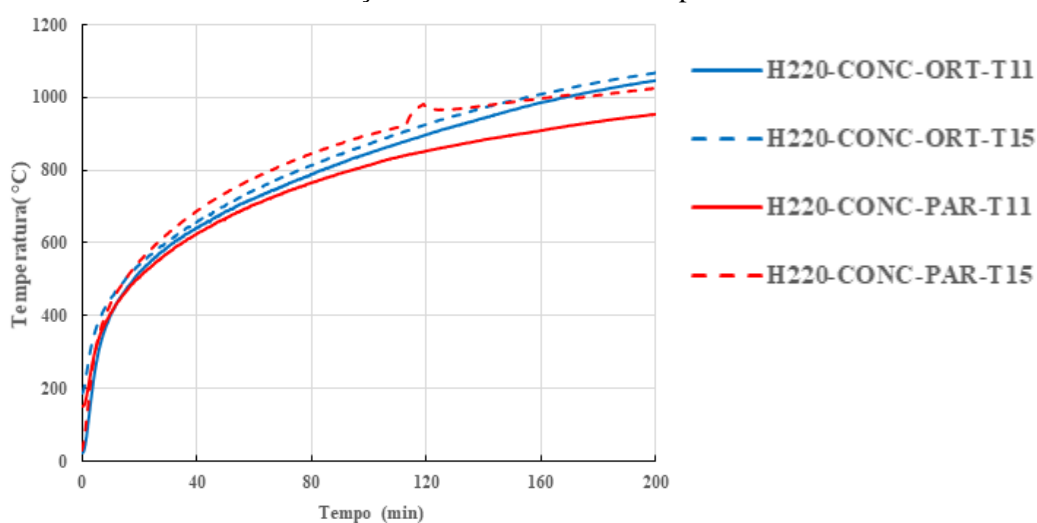
Fonte: A própria autora.

A análise gráfica por meio da Figura 3.12b permite identificar maior gradiente térmico para o caso dos pilares com alma ortogonal a parede, devido à ação térmica acontecer primeiramente na mesa do perfil metálico e ter uma maior dificuldade de propagação do calor ao longo do elemento, justificada pela presença do concreto.

Para o caso do pilar H220-CONC-ORT-T15 observou-se que seu gradiente térmico é maior em relação ao pilar H220-CONC-ORT-T11. Visto que a parede atua como barreira térmica, logo, absorve calor, e assim por apresentar maior espessura de parede o pilar H220-CONC-ORT-T15 dificulta a passagem de calor e então se aquece mais lentamente. Para o caso dos pilares com alma paralela à parede, o incêndio atua diretamente no concreto, logo o que diferencia esses pilares, basicamente, é a espessura da parede. Tal fato justifica a proximidade das curvas ilustradas na Figura 3.12b como também pode ser verificado na curva de aquecimento do forno no ensaio experimental de Rocha (2016), apresentada na Figura 3.13, onde o aquecimento dos gases para esses pilares também se mostraram próximos.

Ainda com relação a Figura 3.12b, observa-se que o gradiente térmico do aço nos pilares com alma paralela à parede é menor, uma vez que o aço apresenta condutividade térmica maior do que o concreto, logo o calor se propaga mais rápido. Para o caso da curva do gradiente térmico do concreto, a condução do calor ocorre mais lentamente logo o gradiente térmico é maior.

Figura 3.13- Curva referente ao aquecimento do forno no ensaio experimental para os pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes.



Fonte: A própria autora.

Fundamentado nos modelos térmicos validados na seção 3.4, no Capítulo 4, a ser descrito no que segue, será desenvolvido um conjunto de análises numéricas termoestruturais na tentativa de reprodução dos ensaios experimentais de referência, em contexto da evolução das forças de restrição e dos deslocamentos axiais. Para isso, o campo das temperaturas aqui proposto é transferido como carregamento para o modelo estrutural dos pilares estudados.

CAPÍTULO 4

4 ANÁLISES NUMÉRICAS REALIZADAS EM CONTEXTO TERMOESTRUTURAL

4.1 Comentários Gerais

No que segue, serão apresentadas as estratégias adotadas para a construção dos modelos numéricos termoestruturais, bem como todos os parâmetros relevantes ao processo de modelagem e validação. Destaca-se ainda que os elementos finitos utilizados nesta abordagem foram os mesmos empregados nos modelos térmicos, alterando somente a nomenclatura fornecida pelo ABAQUS, sendo S4R para os perfis de aço, C3D8R para o concreto e as paredes e DC1D2 para armadura.

Vale ressaltar que foi adotado o método sequencial para a realização dos modelos termoestruturais dos pilares mistos, o qual consiste em realizar inicialmente modelos térmicos, tendo como resultado a evolução da temperatura ao longo do tempo de exposição ao fogo (Capítulo 3) para que, posteriormente, o campo térmico seja transportado como carregamento para o modelo estrutural.

Como o estudo de referência, no caso Rocha (2016), não objetivou a obtenção da capacidade de carga dos pilares em seus experimentos, tem-se que a “*modelagem estrutural*” desenvolvida na pesquisa é representada pela etapa em que ocorre o carregamento (força) no pilar à temperatura ambiente, sendo essa força a mesma empregada no ensaio experimental assim como realizado em Simões (2018).

É importante salientar que as imperfeições geométricas dos pilares podem ser inseridas de duas formas na etapa de carregamento do modelo: primeiramente, impondo um deslocamento lateral em todos os nós localizados no meio do vão do elemento estrutural, ou como segunda opção realizar uma análise de autovalor para fins de obtenção dos modos de instabilidade e inserção da amplitude da imperfeição geométrica, com base nas informações descritas em Almeida (2007).

Os pilares desta pesquisa foram modelados com imperfeições geométricas iniciais inseridas como deslocamento lateral no meio do vão em todos os nós localizados nessa posição. Ainda, para a determinação da amplitude desse parâmetro, foram realizadas análises de

sensibilidade para as imperfeições de **L/1500**, **L/1000** e **L/500** na direção exposta e não exposta ao fogo para os casos de pilares inseridos em paredes, bem como nos eixos de menor e maior inércia para o caso do pilar misto isolado.

As propriedades mecânicas do aço e do concreto respeitaram os mesmos valores utilizados no estudo de referência, cujos módulos de elasticidade assumiram valores iguais a 210 GPa e 31,9 GPa, respectivamente. O aço seguiu o critério de plastificação de von Mises em conjunto com os diagramas tensão *versus* deformação em função da temperatura, apresentados pela Eurocode 3 Parte 1-2 (2005), enquanto para o concreto o módulo de elasticidade foi extraído das curvas tensão-deformação do Eurocode 4 Parte 1-2 (2005). Já para as propriedades mecânicas das paredes, foi considerado somente o módulo de elasticidade igual a 30,6 GPa, como recomendado em Rocha (2016), sem redução pela ação térmica, uma vez que no meio científico há uma carência de estudos acerca do comportamento desse elemento de compartimentação em situação de incêndio.

Em relação à validação do modelo termoestrutural, os resultados numéricos foram comparados com os resultados experimentais referentes a *força axial relativa*. Como cada pilar recebeu uma carga diferente, a utilização da força axial relativa simplifica a discussão dos resultados. Esse parâmetro é obtido pela relação entre a força axial em determinado instante do aquecimento por aquela medida antes de iniciar o aquecimento.

4.2 Estratégias de Modelagem

Nos ensaios experimentais apresentados em Rocha (2016) não foi medida a intensidade das restrições térmicas fornecidas pelo sistema tridimensional de restrição, o que dificultou a representação numérica do autor. Por essa razão, na tentativa de reproduzir o correto comportamento dos pilares ensaiados, três formas distintas de modelagem foram adotadas, conforme descritas no que segue.

A *primeira estratégia* de modelagem proposta em Rocha (2016) consistiu em representar a maioria dos componentes dos ensaios. Portanto, foram reproduzidos tanto o elemento estrutural quanto a estrutura de restrição. Essa proposta se baseou na inserção de molas em cada uma das extremidades das vigas superiores do sistema de restrição, com o intuito de controlar a rigidez da estrutura circundante.

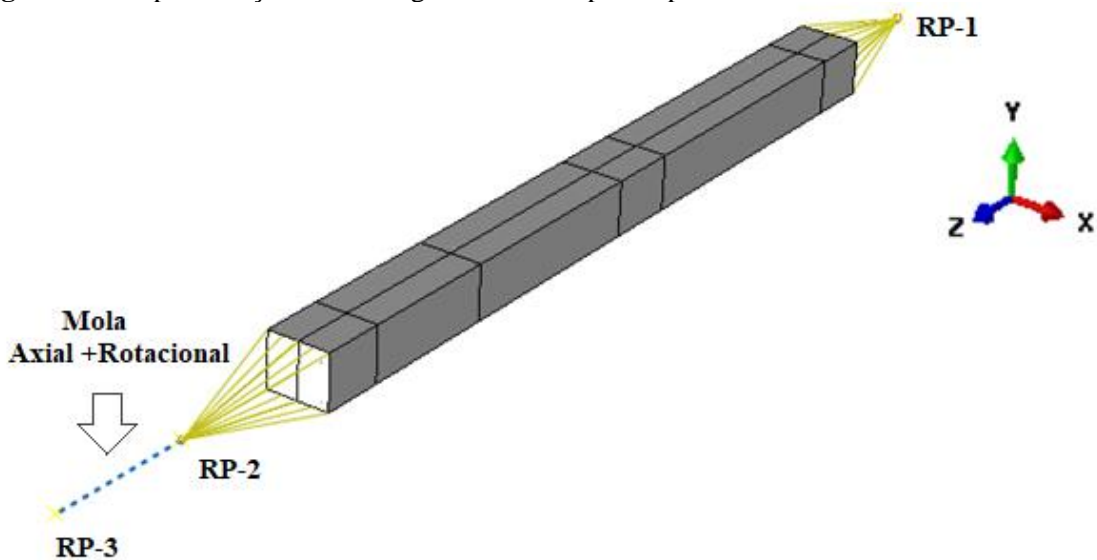
A *segunda estratégia* fundamentou-se na representação do mesmo sistema de restrição, porém, foram retiradas as molas das extremidades das vigas superiores, aumentando a rigidez do sistema tridimensional, tendo em vista que na última referência se destaca a baixa rigidez

global do mesmo a partir dos resultados gerados pelo método anterior. Por fim, o último recurso de modelagem, ou *terceira estratégia*, adotou elementos finitos do tipo casca (*shell*) para representação de pilares metálicos associados a molas axiais e rotacionais nas extremidades desses elementos, a serem calibradas posteriormente, a fim de reproduzir o sistema de restrição.

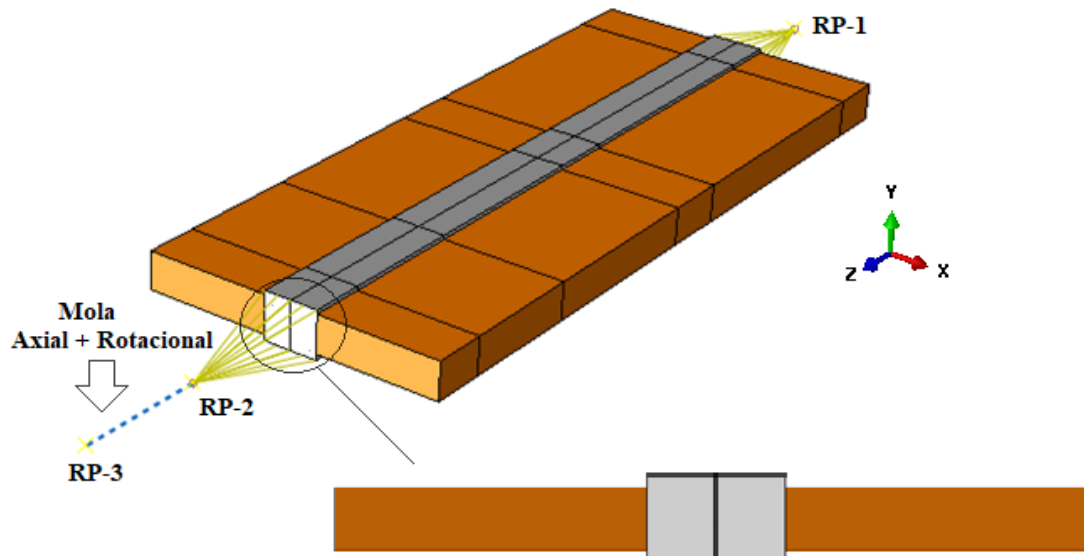
Devido à dificuldade em definir a rigidez da estrutura circundante, nenhuma das três metodologias empregadas no estudo de referência conseguiu representar todos os pilares em questão. Assim, neste estudo foram empregadas duas estratégias de modelagem realizadas em Simões (2018), para pilares puramente metálicos, que apresentaram forte influência do último método utilizado em Rocha (2016) e aqui descrito no parágrafo anterior, com o intuito de obter um modelo numérico que represente os pilares mistos desta pesquisa.

A primeira, denominada “*estratégia numérica I*”, ilustrada nas Figuras 4.1 e 4.2, consistiu na inserção de molas axiais e rotacionais nas extremidades dos pilares de modo a representar o sistema de restrição utilizado nos ensaios experimentais. Para isso, foram criados nós de referência nas extremidades do elemento estrutural.

Figura 4.1- Representação da estratégia numérica I para o pilar misto isolado H220-CONC-ISO



Fonte: A própria autora.

Figura 4.2- Representação da estratégia numérica I para o pilar misto H220-CONC-ORT-T11

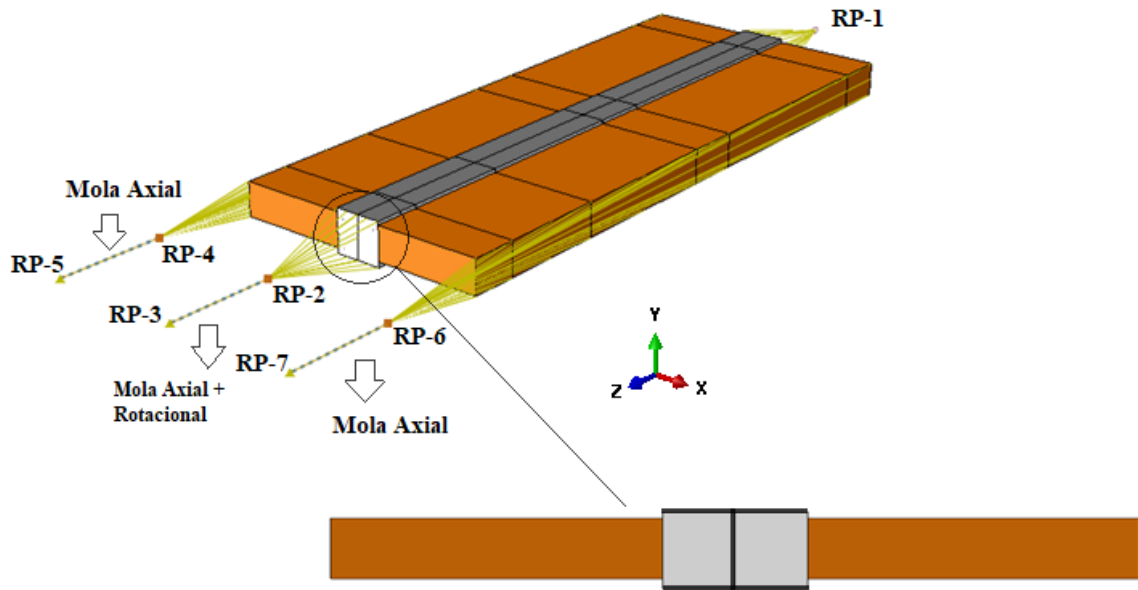
Fonte: A própria autora.

A análise termoestructural para essa estratégia foi dividida em 2 passos, ou 2 *steps*. O primeiro *step*, consistiu na etapa de carregamento do pilar imperfeito (considerando sua imperfeição geométrica inicial) a partir da inserção da carga axial no nó superior. Já a fase de aquecimento caracterizou o segundo *step*, no qual o campo térmico foi transferido para pilar já carregado.

Vale ressaltar que a “*estratégia numérica I*” inseriu uma mola na extremidade superior que restringe as deformações longitudinais (eixo Z) e as rotações em torno dos eixos X e Y. Em relação ao processamento dos modelos, esses foram conduzidos de acordo com a duração dos ensaios experimentais do estudo de referência.

Assim como foi constatado no estudo de Simões (2018), verificou-se a necessidade de partir para a “*estratégia numérica II*”, uma vez que foi possível notar que as paredes influenciavam o comportamento termoestructural dos pilares no que diz respeito à rigidez total da estrutura circundante e não somente apresentavam um efeito de barreira térmica.

Sendo assim, destaca-se aqui que a “*estratégia numérica II*” foi empregada também nesse estudo a título de investigação da influência da parede no comportamento dos pilares mistos. Para tanto, foram inseridas molas nas laterais das paredes com o objetivo de controlar sua rigidez na direção axial (Z) como indicado na Figura 4.3. A determinação da rigidez dessas molas foi realizada por meio de etapas de calibrações numéricas, cujos detalhes serão apresentados nos próximos itens.

Figura 4.3- Representação da estratégia numérica II para o pilar misto H220-CONC-ORT-T11

Fonte: A própria autora.

4.2.1 Aplicação da *estratégia numérica I*

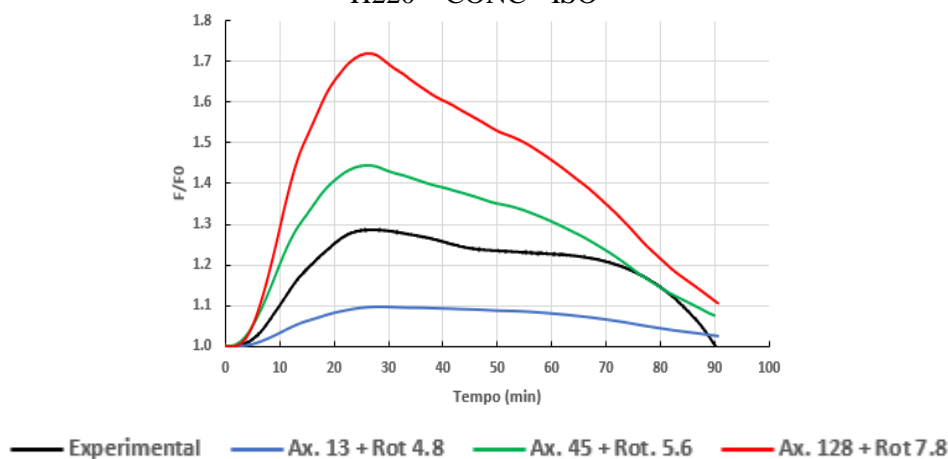
O primeiro passo para a realização da *estratégia numérica I* consistiu em determinar a intensidade das rigidezes axial e rotacional do sistema de restrição presente nos ensaios, cuja representação no modelo numérico é feita pela mola indicada na Figura 4.1. Os experimentos de referência foram executados no Laboratório de Ensaio de Estruturas e Materiais da Universidade de Coimbra, Portugal, no qual já possui calibrada a restrição térmica da estrutura circundante. Este sistema de restrição permite obter diferentes valores de rigidez a partir da colocação dos pilares periféricos do pórtico em diferentes posições.

Ainda que os ensaios de referência tenham apresentado um novo arranjo das vigas superiores da estrutura de restrição, inicialmente foram testados os valores da Tabela 4.1 definidos em Correia, Rodrigues e Gomes (2013), cuja referência traz os valores de rigidez para a estrutura de restrição citada. A calibração das molas foi realizada somente para o pilar isolado misto, H220-CONC-ISO, por ser mais simples a representação numérica. Os resultados são apresentados na Figura 4.4.

Tabela 4.1– Intensidade da rigidez térmica para o pórtico de restrição dos ensaios segundo Correia, Rodrigues e Gomes (2013)

Teste	Rigidez Axial (kN/m)	Rigidez Rotacional (kN.m/rad.)
1	13,1	4827,5
2	45	5622
3	128,35	7844

Fonte: A própria autora.

Figura 4.4 – Calibração da mola de extremidade para o pilar isolado H220 – CONC - ISO

Fonte: A própria autora.

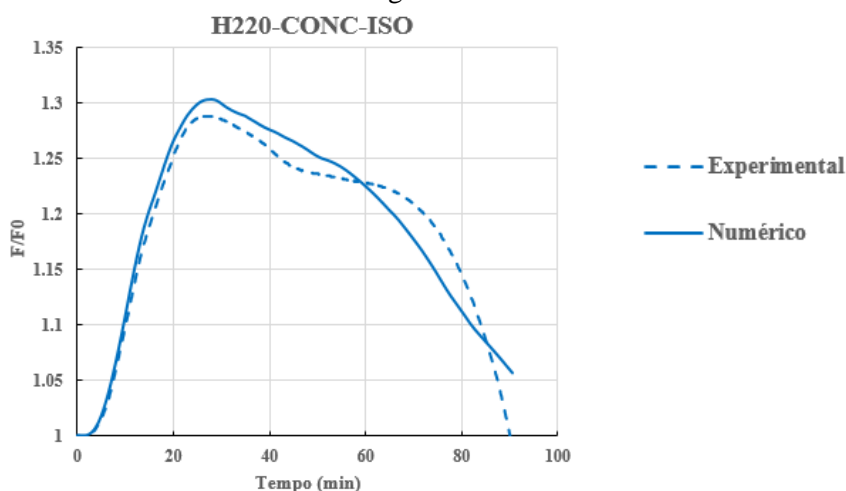
A partir da análise gráfica, é possível notar que nenhum dos três valores testados para a restrição térmica promoveram resultados consistentes, o que é justificado pela alteração do arranjo das vigas superiores do sistema de restrição comumente utilizado neste laboratório para ensaios em situação de incêndio. Dessa forma, identificou-se a necessidade de melhor calibração numérica da mola utilizada nos modelos.

Em Simões (2018) tal situação também foi constatada. Diante disso, na última referência foram realizados testes de sensibilidade para determinar os valores de rigidez que melhor representassem os pilares de aço em sua pesquisa, obtendo-se assim as intensidades de 30 kN/mm e 5000 kN.m/rad, respectivamente, para a rigidez axial e rigidez rotacional. Tais valores também foram adotados para todos os elementos estruturais dessa pesquisa, pois todos os ensaios experimentais foram desenvolvidos em um único sistema de restrição.

Em seguida, foram realizados testes em relação a diferentes condições de imperfeição geométrica inicial, no caso, L/1500, L/1000 e L/500, porém, destacando-se como pode ser observado no *Apêndice A* do presente texto esse parâmetro não interferiu no comportamento termoestrutural dos pilares mistos de aço e concreto isolados e inseridos em paredes da presente pesquisa, tendo em vista o fato de a presença do concreto nos pilares reduzir o efeito desse

mesmo parâmetro, os resultados estão apresentados na Figura 4.5. Por esta razão, no processo de validação dos modelos termoestruturais não foi inserida nenhuma intensidade de imperfeição geométrica inicial.

Figura 4.5- Validação do modelo numérico do pilar isolado misto de aço e concreto utilizando a estratégia numérica I

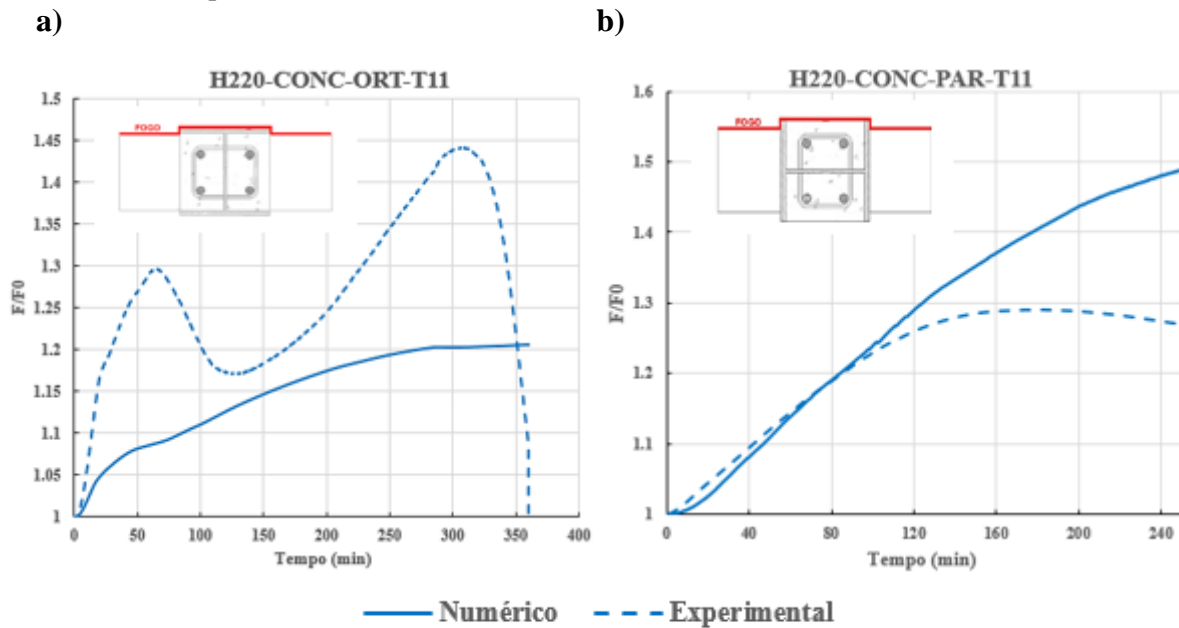


Fonte: A própria autora.

A análise gráfica mostra que para o caso do pilar misto isolado, a utilização da *estratégia numérica I* para a validação do modelo termoestrutural apresentou valores consistentes, pois os resultados experimentais e numéricos caminham próximos até aos 60 minutos da ação térmica, sendo que a partir desse instante o modelo numérico apresenta um rápido declínio em um espaço curto de tempo por motivos de perda de convergência numérica. Tal aspecto é justificado pela grande perda da capacidade mecânica do elemento estrutural proveniente do incêndio que dificulta a representação numérica.

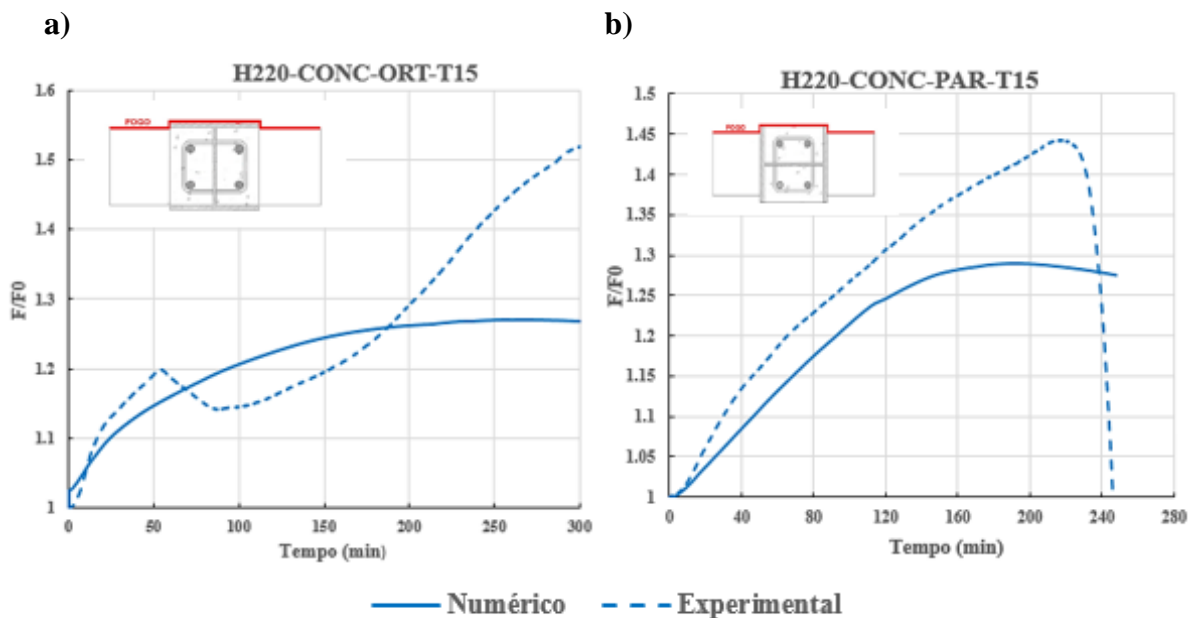
Para o caso dos pilares inseridos em paredes na validação dos modelos termoestruturais, assim como o pilar misto isolado, não foi aplicada a imperfeição geométrica inicial, por não influenciar os resultados, conforme *Apêndice A*. A comparação entre os resultados numéricos e experimentais se encontra ilustrada nas Figuras 4.6 e 4.7.

Figura 4.6- Resultados da modelagem numérica termoestructural para os pilares inseridos em paredes com espessura de 11cm: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11



Fonte: A própria autora.

Figura 4.7- Resultados da modelagem numérica termoestructural para os pilares inseridos em paredes com espessura de 15cm: a) H220-CONC-ORT-T15; b) H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

Para o caso dos pilares inseridos em paredes com espessura de 11 cm, o pilar H220-CONC-ORT apresentou uma diferença da ordem de 16% entre os valores máximos da força de restrição, enquanto que o pilar H220-CONC-PAR essa diferença foi da ordem de 14%. Já para

os casos das paredes com espessura de 15 cm, o elemento estrutural com gradiente térmico ao longo da alma (Figura 4.7a), apresentou uma diferença de aproximadamente 18% para os valores de pico, ao passo que para o pilar com aquecimento diferencial ao longo das mesas (Figura 4.7b), essa diferença resultou da ordem de 11%. Observa-se ainda que para todos os pilares inseridos em paredes, desde o início do aquecimento, houve uma baixa rigidez global em relação ao ensaio experimental, o que promoveu a formação de forças axiais relativas menores.

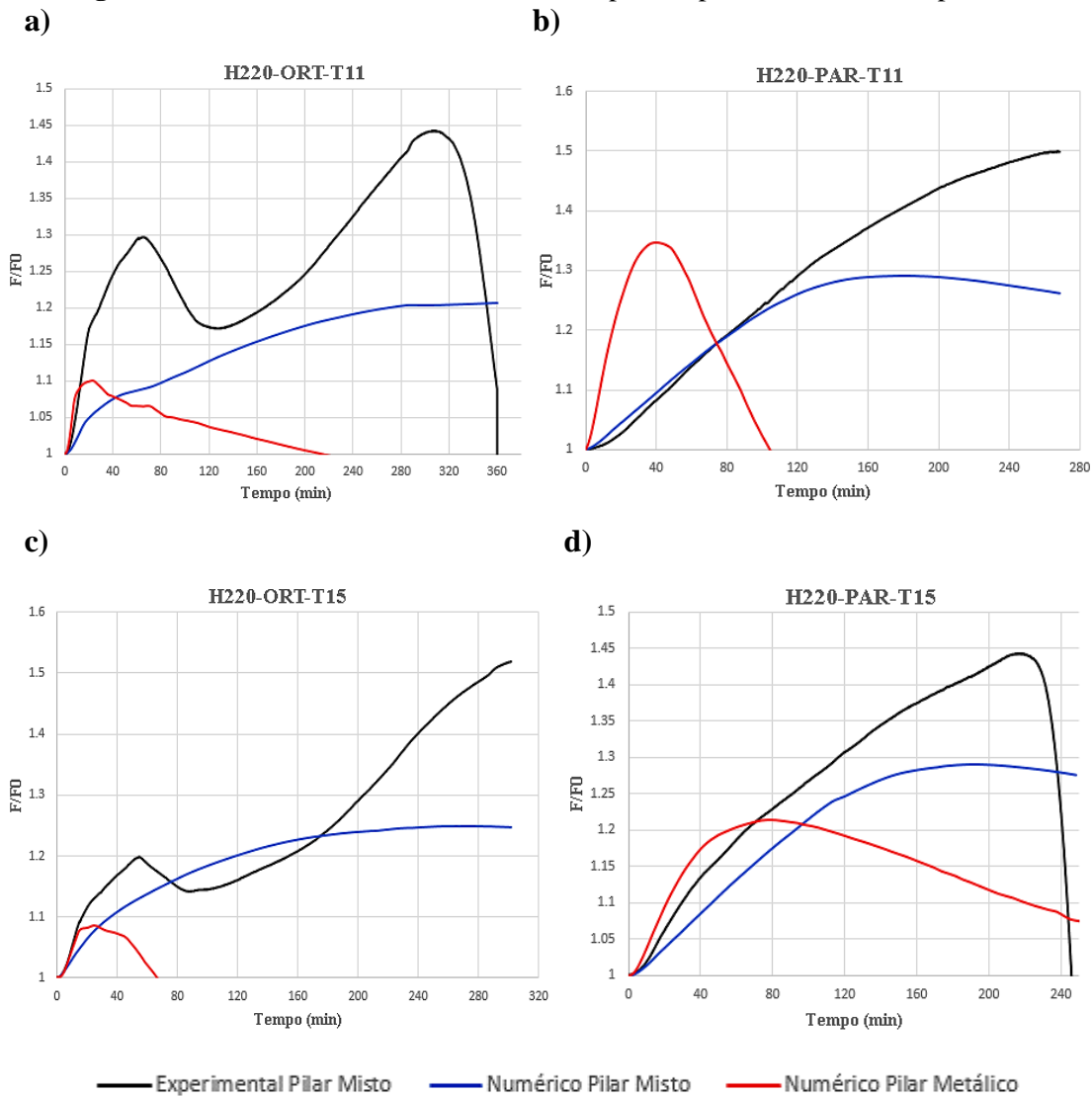
Em suma, a *estratégia numérica I* apresentou um melhor resultado apenas para o caso do pilar misto de aço e concreto isolado. Em relação aos pilares associados as paredes, a estratégia numérica adotada não permite recuperar adequadamente os resultados experimentais. Tal fato foi sinalizado em Simões (2018) para pilares metálicos, pela possível razão dessa estratégia numérica não considerar a influência da parede no comportamento termoestrutural dos pilares.

Por essa razão, uma vez que na estratégia numérica adotada até o momento a alvenaria se comportou apenas como elemento de compartimentação, os resultados podem ter sido comprometidos. Desse modo, se observa a necessidade de estudar a influência da parede no comportamento termomecânico dos pilares, como será visto mais adiante. Porém, em caráter preliminar, no item a seguir é proposta uma análise para verificar a influência do concreto no comportamento termomecânico dos pilares mistos, na tentativa de entender o nível de interferência das paredes nesse sistema estrutural.

4.2.1.1 Influência do concreto no comportamento termoestrutural dos pilares

Antes de analisar a influência da parede no comportamento termomecânico dos pilares e aplicar a *estratégia numérica II* realizou-se um estudo comparativo, a fim de, primeiramente, investigar a influência do concreto no comportamento termoestrutural dos pilares dessa pesquisa similar ao que foi feito no Capítulo 3 porém, a nível de campo térmico.

Para isso, removeu-se o concreto dos pilares aqui estudados, ortogonais e paralelos à superfície da parede com espessuras de 11 e 15 cm e aplicou-se a *estratégia numérica I*, após ter sido desenvolvido uma nova análise térmica para os elementos. É importante destacar, mais uma vez, que para essa análise a parede foi modelada apenas como barreira térmica. A Figura 4.8 traz os resultados da comparação entre as curvas numéricas e experimentais para os pilares com e sem a presença do concreto que nesse caso foi aqui chamado de metálico.

Figura 4.8 -Análise da influência do concreto para os pilares inseridos em paredes

Fonte: A própria autora.

A partir de uma análise gráfica geral dos resultados, verificou-se que concreto apresentou grande contribuição estrutural para os pilares analisados, alterando o comportamento do elemento de aço em situação de incêndio. A presença do concreto aumentou as forças de restrição ao longo do tempo de exposição, em todos os quatro casos, de forma gradual.

No caso dos pilares puramente metálicos, notou-se uma rápida elevação das forças de restrição seguida de seu declínio, em um tempo relativamente curto para a grande parte os casos analisados. Isso difere dos pilares mistos, pois como pode ser observado nos gráficos, as curvas numéricas obtidas não voltaram para sua fase inicial durante o tempo de exposição de estudo. Isso é possivelmente justificado pelo fato de o concreto se comportar como barreira térmica

para o aço, diminuindo o campo térmico desenvolvido na seção transversal do elemento estrutural e, portanto, reduzindo a degradação das propriedades mecânicas. Além disso, o concreto tende a aumentar a rigidez do conjunto pilar-parede o que acaba por elevar as forças de restrição de forma mais lenta.

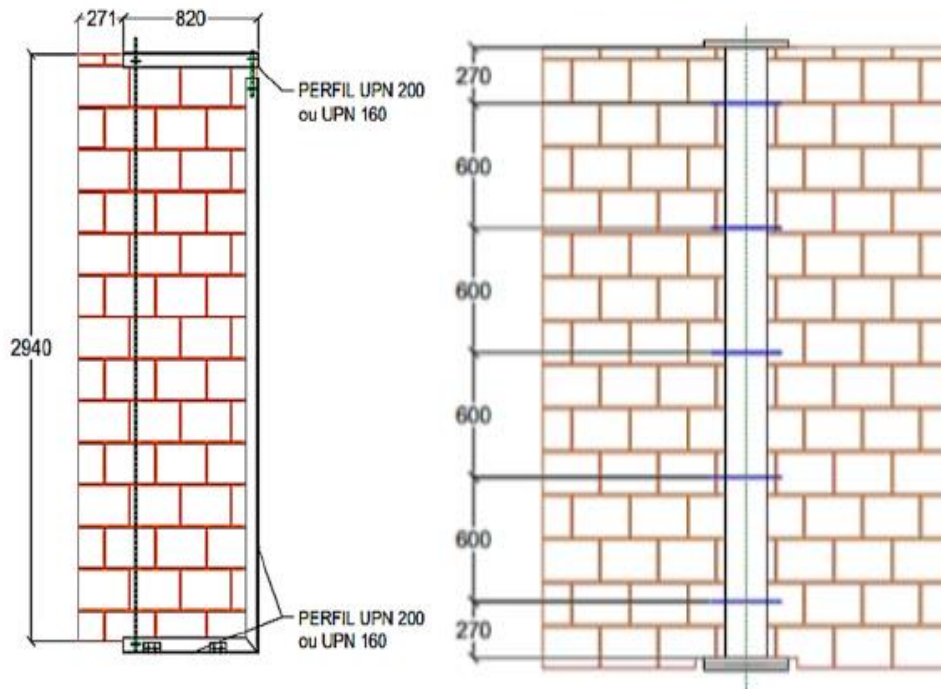
No caso do pilar H220-PAR-T11 (ver Figura 4.8b), a curva numérica apresenta uma elevação e um declínio das forças de restrição rapidamente. Tal fato pode ser explicado por esse pilar apresentar um menor gradiente térmico na seção transversal e, portanto, tende a se aquecer mais rapidamente apresentando um maior crescimento das forças axiais, tendo como consequência direta a perda de estabilidade no eixo de menor inércia. Em relação ao pilar H220-PAR-T15 (Figura 4.8d), a perda de estabilidade não resulta imediata em virtude da barreira térmica (parede) possuir uma espessura maior.

Dessa forma, percebe-se uma menor contribuição da parede nos modelos numéricos, devido à presença do concreto tornar os pilares mais rígidos. No entanto, não se pode desconsiderar totalmente a contribuição da parede pelo fato de sua rigidez e resistência também serem penalizadas no decorrer do tempo, o que contribui para a rigidez final do sistema.

Diante do exposto, o item a seguir estuda uma nova estratégia de modelagem, na tentativa de não considerar as paredes apenas como elemento de compartimentação em todos os elementos estruturais inseridos em alvenaria, mas sim também com contribuição em contexto estrutural.

4.2.2 Influência das Paredes no Comportamento Termoestrutural de Pilares

Nos ensaios experimentais as paredes foram confeccionadas separadamente dos pilares por meio de um quadro metálico. No que diz respeito à ligação entre esses elementos, houve uma ancoragem da alvenaria nos pilares. Para isso, foram soldados ganchos metálicos ao longo do comprimento do pilar, como pode ser vista na Figura 4.9. Essa ligação apresentou bons resultados, uma vez que durante os experimentos em elevadas temperaturas, os elementos não se separaram.

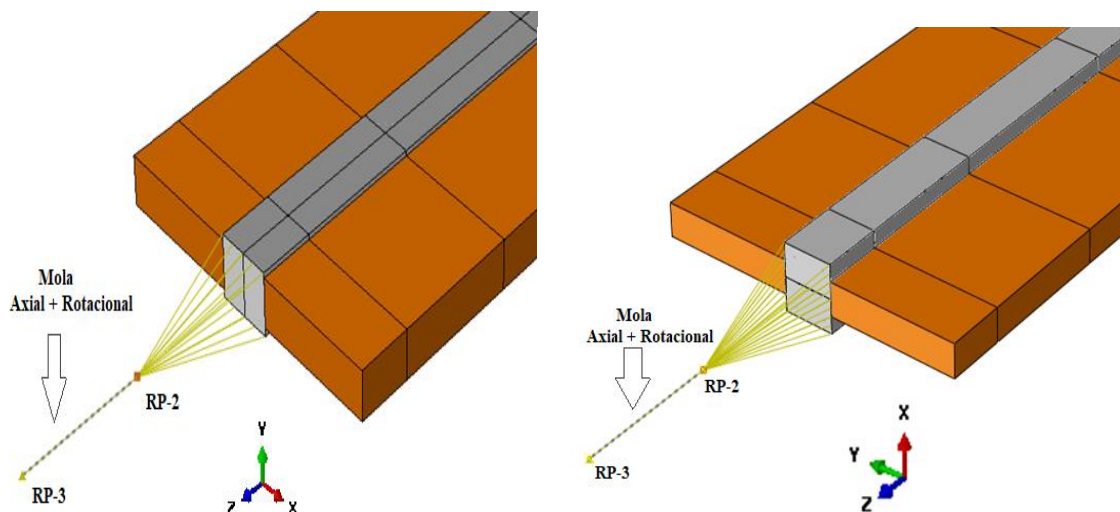
Figura 4.9- Detalhamento do quadro metálico acoplado na lateral da parede

Fonte: Rocha (2016).

Diante do exposto, considerando que a parede interfere no comportamento termoestrutural dos pilares, necessita-se determinar de que forma ela atua nos modelos numéricos. Assim, a lateral das paredes teve seus deslocamentos restringidos, em diversas direções, de modo a avaliar tal impacto nos resultados numéricos. Para indicar o travamento do deslocamento nas direções X, Y e Z nas análises, utilizou-se a nomenclatura U1, U2 e U3, respectivamente. Com atenção para a mudança das direções X e Y, de acordo com a orientação do perfil metálico em relação à superfície do elemento de compartimentação, como ilustrada na Figura 4.10.

Inicialmente, as paredes foram travadas na direção paralela à superfície da parede, no caso, U1 (eixo X) para os pilares com alma ortogonal ao plano da alvenaria (Figuras 4.11a e 4.11c), bem como U2 (eixo Y) para os pilares com alma paralela ao plano da alvenaria (Figuras 4.11b e 4.11d). Posteriormente, pelo travamento na direção ortogonal à superfície da parede, ou seja U2 (eixo Y) para os pilares com alma ortogonal à parede e U1 (eixo X) para pilares com alma paralela ao plano da alvenaria.

Figura 4.10- Representação das direções de travamento das paredes
a) Pilar com alma ortogonal à parede **b) Pilar com alma paralela à parede**



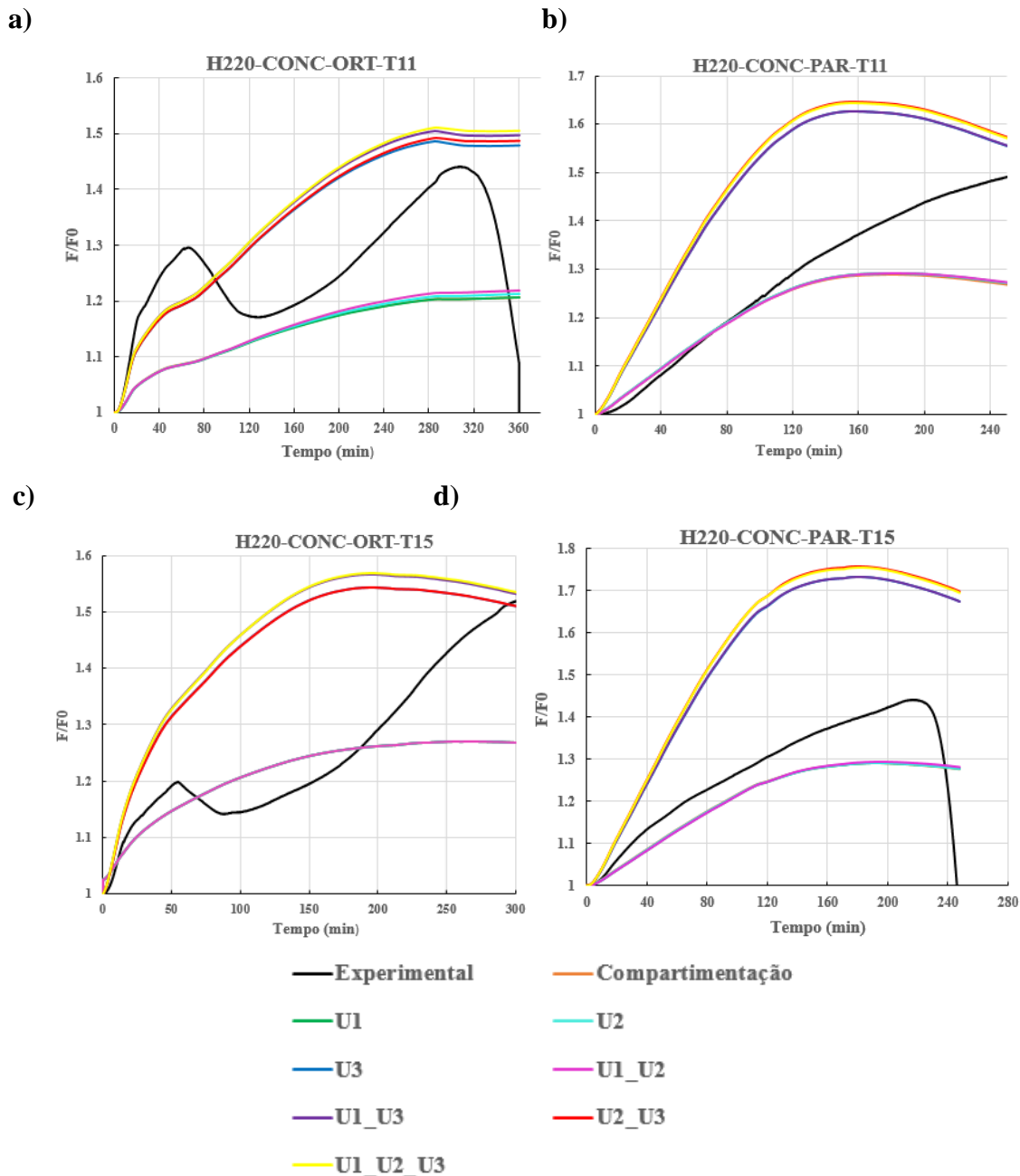
Fonte: Á própria autora.

Ao analisar os gráficos apresentados na figura 4.11, nota-se para todos os pilares inseridos em paredes o travamento total, tanto na direção paralela como ortogonal, que não se identifica a elevação da curva “força axial relativa *versus* tempo”, ficando sobreposta a curva em que a parede é tratada apenas como elemento de compartimentação, constantando que o comportamento termoestrutural dos pilares pouco se altera com o travamento total dessa direção. Simões (2018) atrelou tal resposta ao fato de que nessa direção os esforços gerados nos pilares resultarem reduzidos, o que torna a influência da parede pequena.

Em contrapartida, para o tratamento total na direção axial da parede (U3) e suas combinações com U1 e/ou U2, a rigidez do sistema global se elevou de tal forma que as forças de restrição desenvolvidas em todos os modelos cresceram substancialmente. No entanto, essa proposta de travamento contemplando a direção U3 não se mostrou adequada, uma vez que as forças cresceram além do desejado.

As análises aqui apresentadas indicaram que quando a parede foi tratada apenas como elemento de compartimentação, o modelo numérico apresentou uma rigidez significativamente baixa em relação ao resultado experimental. Logo, é possível notar que a associação pilar-parede apresenta um comportamento em conjunto quando analisado em situação de incêndio, e com grande complexibilidade de entendimento. Uma vez que a parede contribui para o modelo numérico, mas não se sabe o quanto ela interfere no pilar.

Figura 4.11- Comparação entre os resultados numéricos e experimental para diferentes travamentos da lateral das paredes: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11; c) H220-CONC-ORT-T15; d) H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

Os aspectos citados anteriormente foram também evidenciados em Simões (2018) com pilares puramente metálicos inseridos em paredes, em que se atrela a intensidade dessa influência ao nível de travamento dessa direção. O autor justificou essa forte influência devido ao carregamento aplicado (direção axial U3) ser suportado pelo conjunto pilar-parede interpretado como um sistema de seção equivalente de aço. No entanto, a intensidade da influência das paredes é de difícil identificação, devido as variáveis envolvidas serem: a

degradação das propriedades dos materiais, a temperatura média do pilar e o respectivo gradiente térmico desenvolvido ao longo da seção transversal. Diante desse aspecto, surgiu a necessidade de aplicar uma nova estratégia para representar os pilares inseridos em paredes dessa pesquisa, como será discutida a seguir.

4.2.3 Aplicação da *estratégia numérica II*

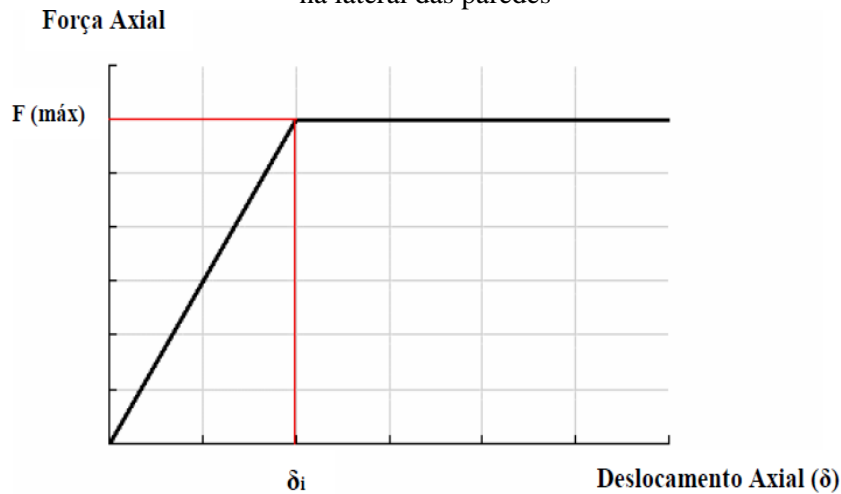
Como apresentado no item 4.3.2 o travamento da alvenaria nas direções ortogonal e paralela à superfície da parede não apresentou resultados satisfatórios quando comparados aos resultados experimentais. Também foi constatado que o travamento na direção axial eleva substancialmente a rigidez do modelo e, conseqüentemente, a força axial relativa, a qual resultou bem superior às identificadas experimentalmente.

Diante do exposto, uma nova estratégia foi aplicada, e aqui denominada *estratégia numérica II*. De acordo com Simões (2018), essa estratégia consiste basicamente em encontrar uma rigidez adequada para as paredes de todos os pilares estudados, por meio da inserção de molas e o controle da sua rigidez na direção axial (U3), conforme Figura 4.3, sendo então necessário manter o travamento total da lateral da alvenaria nas direções paralela e ortogonal à sua superfície.

Para mola axial inserida na lateral das paredes adotou-se comportamento elastoplástico perfeito, cujo modelo inicia com uma região elástica até um dado deslocamento e, a partir do momento em que a mola atinge a força axial correspondente a esse deslocamento, essa mesma mola irá apenas se deformar sem apresentar qualquer ganho de força, como ilustra a Figura 4.12.

Essa proposta busca simular para qual intensidade de força o deslocamento axial do pilar leva a parede a se deformar e a perder a ligação entre seus elementos, juntamente com a perda da rigidez dos pilares em resposta à degradação das propriedades mecânicas dos materiais (SIMÕES, 2018).

Figura 4.12- Representação gráfica do comportamento elastoplástico perfeito da mola axial inserida na lateral das paredes



Fonte: Simões (2018).

No que segue, testes com o intuito de calibrar as molas dispostas na direção axial das paredes estão apresentados no **Apêndice A**. As calibrações consideraram a variação da força máxima atingida pelas molas e seu correspondente deslocamento axial. Simões (2018) realizou testes para calibrar as molas axiais das paredes inseridas em pilares constituídos por perfis metálicos HEA220 cuja espessura do elemento de compartimentação resultava igual a 15 cm. Os melhores resultados foram obtidos quando a mola axial apresentou rigidez igual a 180 kN/mm, sendo a força axial máxima igual a 90 kN.

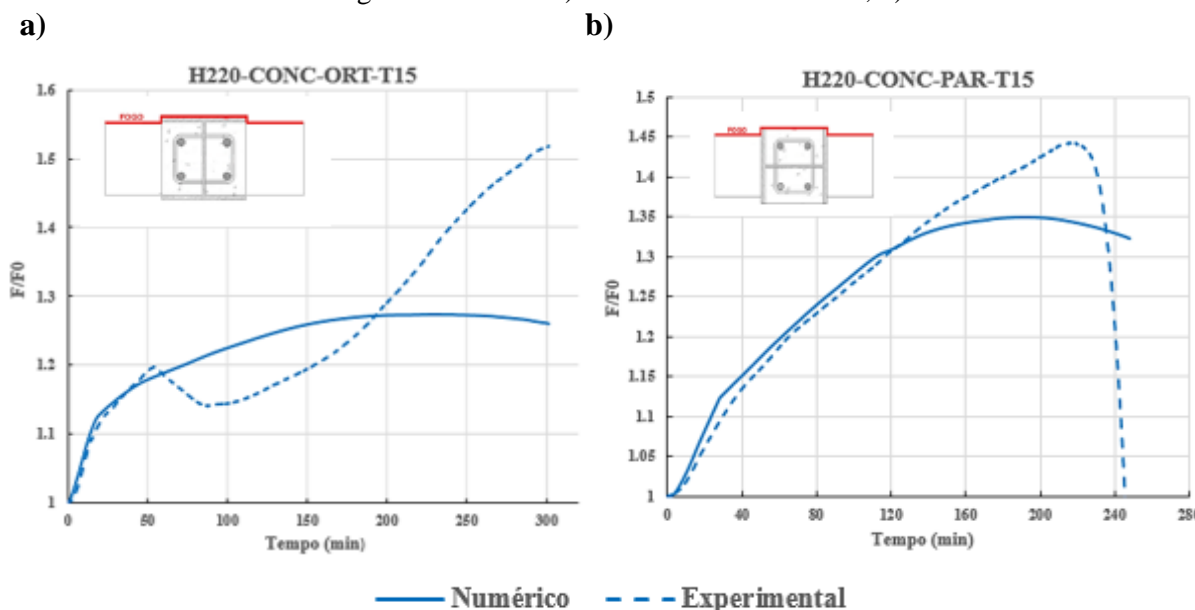
Diante do exposto, para calibração dos pilares mistos de aço e concreto dessa pesquisa com paredes de 15cm, seguiu-se enquanto estratégia manter a mesma rigidez axial da parede adotada para os pilares metálicos do estudo de Simões (2018) e variar a força axial máxima, uma vez que as características físicas das paredes foram mantidas. A presença do concreto no elemento estrutural torna o conjunto pilar-parede mais rígido, como visto no item 4.3.1.1, logo a parede será menos requisitada e teoricamente deve apresentar uma força menor. Desse modo, a calibração numérica levou em consideração tal fato.

A calibração numérica definiu, semelhante ao que foi feito para os pilares puramente metálicos do estudo de Simões (2018), rigidez igual a 180 kN/mm para a mola, com uma força axial máxima menor de 25 kN. A Figura 4.13 traz os resultados para esses pilares quando comparados aos resultados da *estratégia numérica I* em que a parede foi tratada somente como elemento de compartimentação (Figuras 4.7a e 4.7b)

Com relação ao pilar misto H220-CONC-ORT-T15 (Figura 4.13a), a curva numérica acompanhou aquela referente ao experimento até o pico do gráfico. A partir desse instante, identifica-se a separação destas curvas devido à dificuldade de representação numérica dos ensaios

a partir do momento em que o elemento estrutural entra em regime de escoamento com a perda brusca de suas propriedades mecânicas, que é exatamente que ocorre nesse pico. No caso do pilar H220-CONC-PAR-T15, até 130 min, as curvas numéricas e experimentais foram próximas, com máxima diferença no pico em torno de 7%.

Figura 4.13- Validação da modelagem numérica para os pilares mistos de aço e concreto com parede de 15 cm utilizando a estratégia numérica II: a) H220-CONC-ORT-T15; b) H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

Em relação aos pilares com parede com espessura de 11 cm, a calibração numérica definiu uma rigidez de mola equivalente a 100 kN/mm, sendo a força axial máxima igual a 80 kN. É importante destacar que, nesse caso, a parede apresenta espessura menor que o caso anterior, aspecto que reduz a sua contribuição em situação de incêndio, justificando a adoção de uma rigidez axial menor.

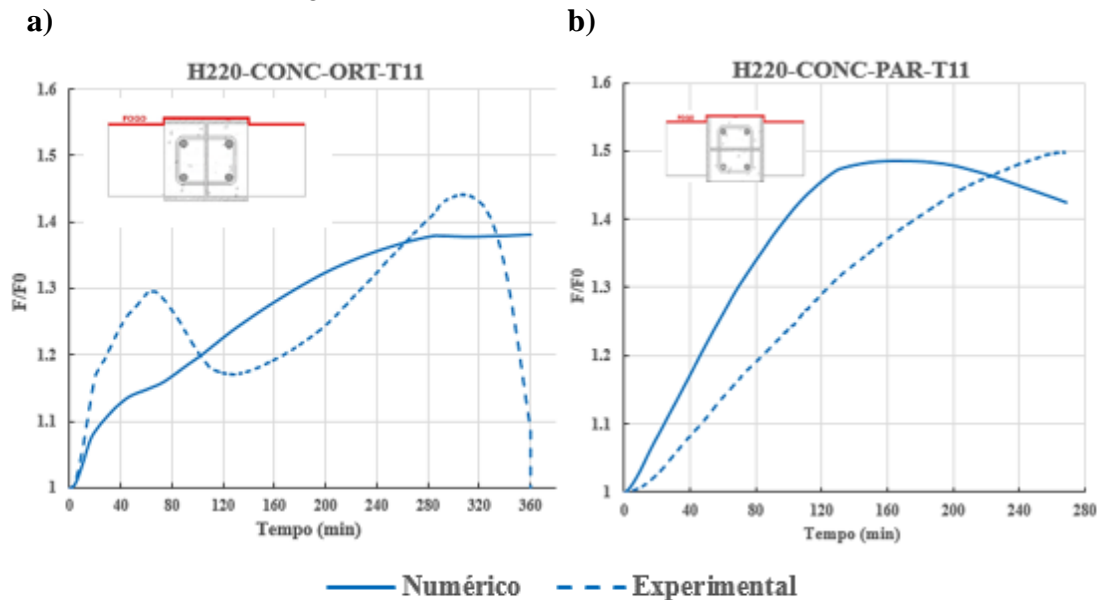
A Figura 4.14 traz os resultados para esses pilares, em que é possível constatar que as maiores diferenças entre as curvas numéricas e experimentais resultaram iguais a 11% (primeiro pico) e 4% (segundo pico) para o pilar H220-CONC-ORT-T11 (Figura 4.14a) e 7% para o pilar H220-CONC-PAR-T11 (Figura 4.14b), respectivamente.

Ainda com relação a Figura 4.14, observa-se que não foi possível recuperar com precisão desejada a coincidência entre as curvas numéricas e experimentais para estes casos. Nota-se que o modelo experimental alcança o pico das curvas numéricas com relativa precisão, mas não acompanha a curva experimental desde o início do incêndio. De todo o modo, a estratégia numérica aqui desenvolvida gerou resultados mais satisfatórios se comparados à

estratégia em que não se levou em consideração a contribuição da parede, conforme apresentado nas Figura 4.6a e 4.6b.

Diante do que foi mostrado, ao utilizar a nova estratégia numérica que leva em consideração as paredes no comportamento termoestrutural dos pilares é possível notar que os resultados numéricos apresentaram melhor coincidência com os experimentos realizados, uma vez que a restrição da lateral da parede possibilitou um ganho da rigidez global do sistema, aumentando, dessa maneira, a força axial relativa desenvolvida. Obviamente, vale aqui destacar que se trata de um estudo de caráter ainda inicial no meio científico.

Figura 4.14- Validação da modelagem numérica para os pilares mistos de aço e concreto com paredes de 11 cm utilizando a estratégia numérica II: a) H220-CONC-ORT-T11; b) H220-CONC-PAR-T11



Fonte: A própria autora.

4.2.3.1 Considerações referentes aos resultados numéricos proporcionados pela *estratégia numérica II*

Ao incluir as paredes no comportamento termoestrutural dos pilares, verificou-se ganho de rigidez global do sistema, aumentando a força axial relativa desenvolvida e, em razão do exposto, os resultados numéricos melhoraram satisfatoriamente. Logo, ao utilizar a *estratégia numérica II* constatou-se a importância em não tratar as paredes somente como um elemento de compartimentação em modelagens numéricas termoestruturais, uma vez que a mesma exerce influência estrutural no modelo.

Vale ressaltar que mesmo considerando a presença do concreto nos pilares, o que elevou a rigidez equivalente do conjunto, a parede não deixa de influenciar nos resultados, razão pela qual fica fortemente evidenciada a necessidade de considerar a contribuição da parede ao dimensionar um pilar misto de aço e concreto ou mesmo metálico.

4.2.4 Análise do Deslocamento Axial

No presente item, discute-se o deslocamento axial alcançado pelos modelos numéricos. Os resultados ilustrados a seguir são aqueles obtidos pelas estratégias numéricas que melhor representaram os pilares mistos de aço e concreto, ou seja, *estratégia numérica I* para o pilar considerado isolado, bem como a *estratégia numérica II* para os pilares inseridos em paredes.

Para uma melhor compreensão dos resultados numéricos, vale ressaltar que essa grandeza foi aferida por meio de resultados obtidos em experimentos de Rocha (2016), em que se obteve o deslocamento axial pela média dos valores encontrados em quatro transdutores fixados em uma placa situada no topo e na base dos pilares, como pode ser vista na Figura 4.15, destacando-se que o deslocamento axial do pilar foi obtido por meio da diferença entre os resultados médios da base e do topo dos pilares.

Figura 4.15- Posicionamento dos transdutores de deslocamento no topo do pilar no ensaio experimental realizado em ROCHA (2016)

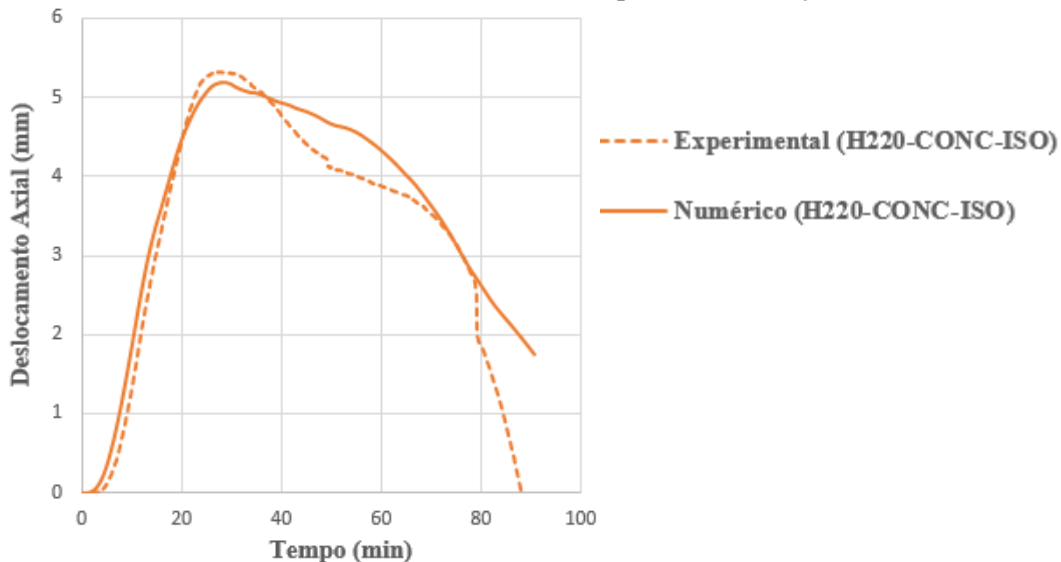


Fonte: Rocha (2016).

Nos modelos numéricos dessa pesquisa, o deslocamento axial foi monitorado e obtido por meio do nó RP-2 (Figuras 4.1, 4.2 e 4.3), uma vez que a base do pilar foi considerada engastada, tendo em vista que os resultados experimentais sinalizaram um deslocamento na base dos pilares muito pequeno.

Diante do exposto, iniciando a análise para o pilar misto isolado, a Figura 4.16 traz os resultados da comparação entre as curvas numéricas e experimentais. Observa-se que houve boa correlação entre as curvas, de modo que o trecho ascendente conseguiu ser bem representado. A maior diferença encontrada resulta de aproximadamente 0,8 mm, portanto, considera-se o resultado como satisfatório.

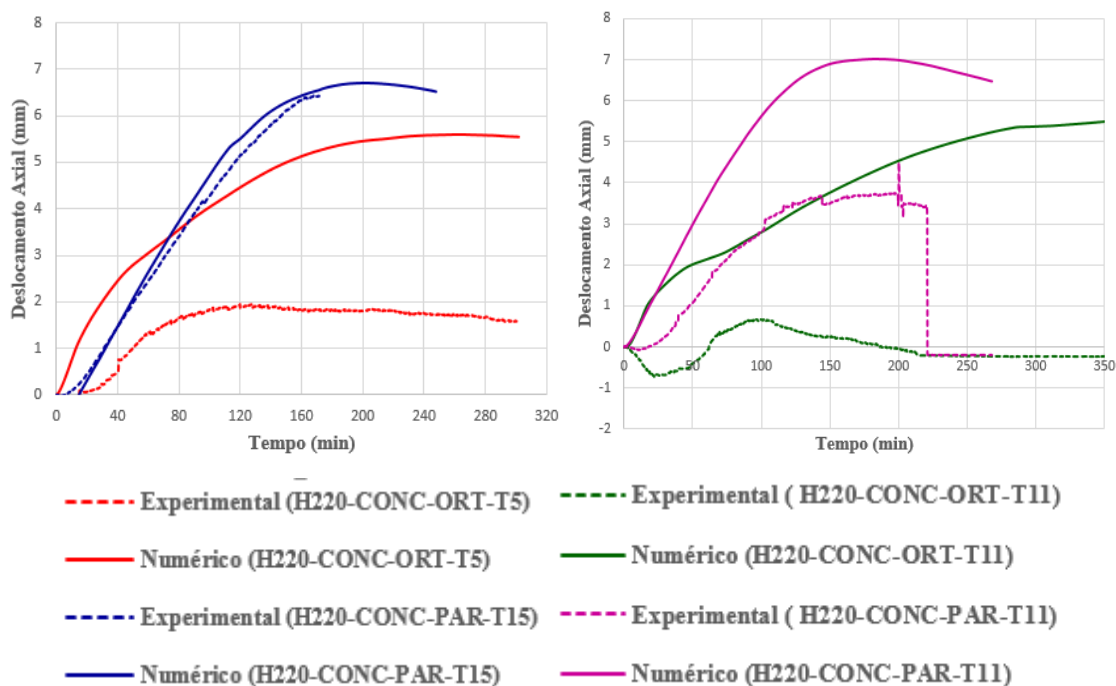
Figura 4.16- Análise do deslocamento axial para o pilar misto de aço e concreto isolado



Fonte: A própria autora.

Com relação aos pilares inseridos em paredes, com exceção do pilar H220-CONC-PAR-T15, vale destacar que os modelos geraram um deslocamento superior àquele medido nos ensaios experimentais desde o início do aquecimento, como ilustrado na Figura 4.17. Tal fato não era de se esperar, uma vez que a curva numérica “força axial relativa *versus* tempo” havia sido avaliada para todos os pilares e apresentou resultados adequados. Em relação ao pilar H220-CONC-PAR-T15, o trecho ascendente da curva dos ensaios conseguiu ser reproduzida de forma satisfatória pelo modelo numérico. No entanto, a curva experimental não reproduziu o trecho descendente conforme o modelo numérico sinalizou.

Figura 4.17- Análise do deslocamento axial para os pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes



Fonte: A própria autora.

Diante dos resultados apresentados, considera-se que, possivelmente, para os pilares inseridos em paredes houve falta de precisão de medição do deslocamento axial durante os ensaios, como também sinalizado por Simões (2018) em seu estudo com os pilares metálicos. Tal aspecto, parece ser justificado pela influência da rotação apresentada nas extremidades dos pilares inseridos em paredes provocado pelo gradiente térmico na seção transversal. Como consequência, e como afirmado em Rocha (2016), a média entre os quatro transdutores situados no topo do pilar pode não representar precisamente o deslocamento axial do mesmo. Em suma, o próprio formato das curvas de deslocamento axial *versus* tempo sinaliza a imprecisão dos resultados experimentais.

4.3.5 Comparação entre os Resultados Numéricos Obtidos e Apresentados na Literatura

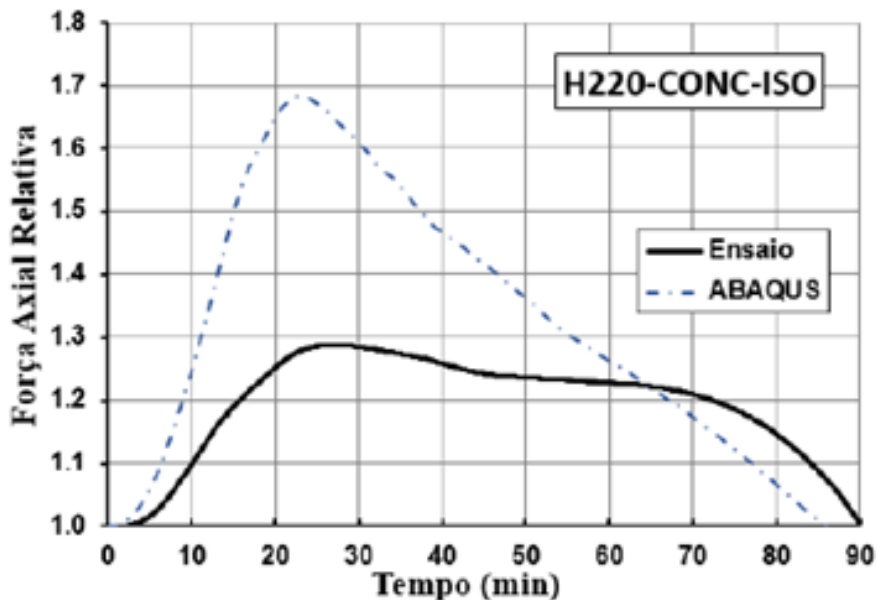
No meio científico, há uma carência de estudos a respeito do comportamento de pilares mistos parcialmente revestidos associados a alvenarias em situação de incêndio. Vale destacar que a maioria das pesquisas já desenvolvidas tratam de pilares metálicos, que por sua vez, focam na influência da orientação do perfil frente à ação térmica e, por consequência, no impacto do gradiente térmico desenvolvido na seção transversal na resistência ao fogo dos pilares.

Conforme avaliado por Simões (2018), e também notado nesse estudo, essas grandezas não são suficientes para compreender o comportamento termoestrutural desse tipo de elemento estrutural, de modo que a parede, sua respectiva vinculação e o tipo de seção transversal da alvenaria e o concreto também influenciam no desempenho dos pilares em elevadas temperaturas.

Diante do exposto, em Rocha (2016) foram realizadas análises experimentais e numéricas voltadas a pilares de aço e mistos de aço e concreto, isolados e inseridos em paredes, cujos resultados foram utilizados para validação dos resultados numéricos dessa pesquisa. Conforme descrito no Capítulo 2, o autor da última referência abordou duas estratégias em suas modelagens numéricas para pilares mistos, sendo essas não suficientes para representar todos os pilares, isolados ou não, como pode ser visto na Figura 4.18 e na Figura 4.19.

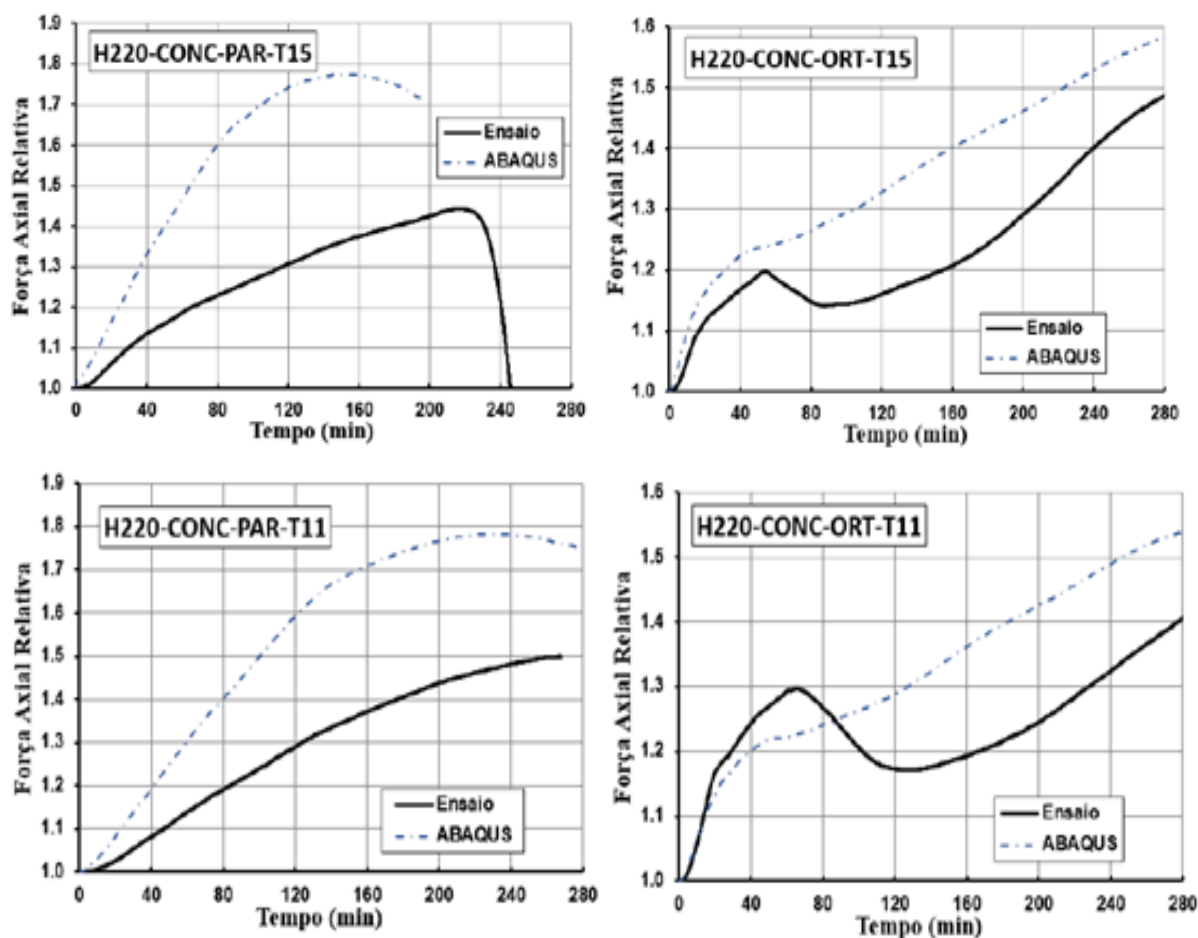
Para o caso dos pilares isolados, indicado na Figura 4.18, Rocha (2016) apontou dificuldade na modelagem numérica da rigidez da estrutura de restrição, utilizada nos ensaios experimentais. Em contrapartida, para o caso dos pilares mistos inseridos em paredes (Figura 4.19) a diferença entre resultados experimentais e numéricos pode estar relacionada com a não consideração da influência da parede.

Figura 4.18- Resultados experimental e numérico para o pilar misto isolado em Rocha (2016)



Fonte: Rocha (2016)

Figura 4.19- Resultados numéricos para os pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes em Rocha (2016)

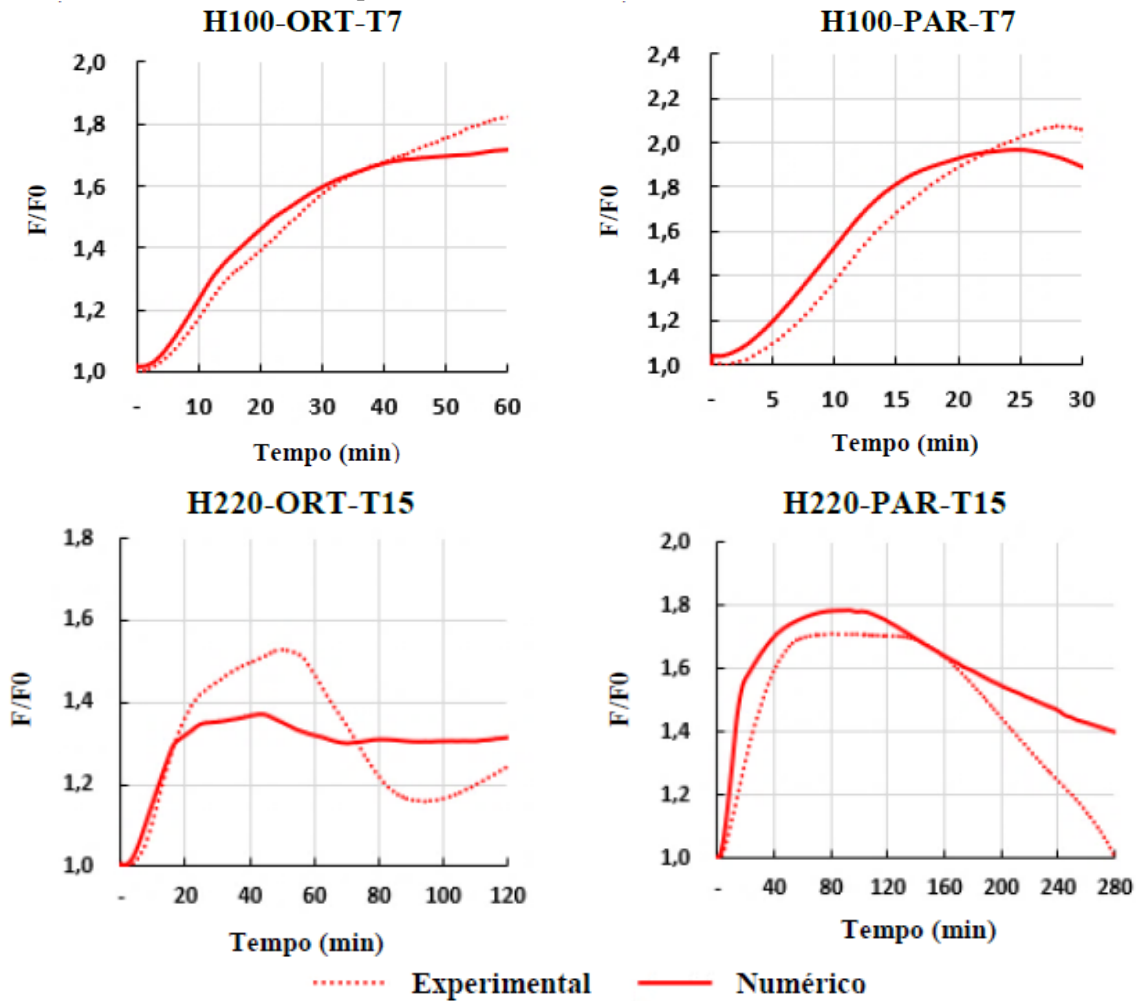


Fonte: Rocha (2016).

Por fim, vale mencionar o estudo realizado por Simões (2018), no qual foram consideradas na modelagem numérica a influência da parede no comportamento dos pilares metálicos. Os resultados numéricos apresentados pelo autor para os pilares formados pelo perfil HEA 220, indicado na Figura 4.20, apresentaram-se mais consistentes, demonstrando a necessidade da consideração da rigidez da parede nos modelos numéricos.

Diante do exposto, observa-se que a estratégia numérica iniciada por Simões (2018) e aplicada nos pilares dessa pesquisa, contribui para um efetivo estudo, apesar de inicial, sobre o entendimento do conjunto pilar-alvenaria dentro do contexto da Segurança das Estruturas em Situação de incêndio.

Figura 4.20- Resultados numéricos para os pilares de aço com perfil HEA100 e HEA220 inseridos em paredes descritos em Simões (2018)



Fonte: Simões (2018).

4.3 Resultados Numéricos Termoestruturais – Um Breve Resumo

O presente capítulo contou com análises termoestruturais abordando duas estratégias de modelagem numérica: uma primeira proposta considerando a alvenaria somente como elemento de compartimentação para, posteriormente, como segunda proposta considerar a influência dessa mesma alvenaria no desempenho termoestrutural dos pilares.

A estratégia numérica inicial consistiu em inserir molas, axiais e rotacionais, nas extremidades dos pilares de modo a simular o sistema de restrição utilizado nos ensaios experimentais. Tal metodologia gerou resultados consistentes somente para o pilar misto isolado. Após várias análises realizadas, foi possível notar que as paredes, ainda que inicialmente consideradas apenas como elemento de vedação, acabavam por influenciar no comportamento termoestrutural dos pilares, cuja interferência se fez confirmar ao se considerar

vinculações nas três direções em sua face lateral (face de menor dimensão em planta), quando então o comportamento numérico se modificava.

O travamento da alvenaria nas direções paralelas e ortogonais ao seu plano apresentou pouca influência para os pilares. Quando o travamento da alvenaria se dá na sua direção axial, ou seja, perpendicular às suas dimensões em planta e quando totalmente travada, tal consideração eleva substancialmente a rigidez do sistema global, aumentando as forças axiais desenvolvidas nos pilares. Ainda, se observou que a presença do concreto, como era de se esperar, também contribuiu na resposta térmica e termoestrutural, de modo inclusive a reduzir a contribuição da parede, a qual acaba por receber força axial reduzida pela sua menor contribuição durante o aquecimento.

Diante do exposto, passou a ser proposta uma segunda estratégia, denominada “*estratégia numérica II*”, em que foram inseridas molas nas laterais das paredes que permitiam controlar a sua rigidez na direção axial (U3), com o intuito de encontrar a rigidez adequada para os pilares mistos inseridos em paredes. Com a consideração da parede no comportamento termoestrutural dos pilares, os quatro modelos de pilares em elementos de compartimentação apresentaram resultados mais adequados, de modo a possibilitar melhor compreensão do comportamento termoestrutural dos pilares estudados.

A partir dos modelos validados, no Capítulo 5, apresentado a seguir, será realizado um conjunto de análises paramétricas com o intuito de verificar a influência de fatores como restrição térmica e o nível de carregamento no desenvolvimento das forças que surgem ao longo do aquecimento, tendo como foco também a resistência ao fogo do elemento estrutural.

CAPÍTULO 5

5 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Com base nas análises realizadas em contextos térmico, estrutural e termoestrutural, todas apresentadas nos capítulos anteriores, validadas por meio de resultados experimentais, na forma de complementação no presente capítulo serão realizadas análises paramétricas com o intuito de avaliar a consistência dos resultados apresentados no Capítulo 4 para pilares mistos de aço e concreto, isolado e inseridos em paredes, em relação às prescrições apresentadas na norma brasileira ABNT NBR 14323 (2013), atualmente em vigor

Para tanto, esses mesmos pilares foram modelados e analisados em contexto termoestrutural utilizando a curva de incêndio-padrão definida pela ISO 834 (1999), com os parâmetros térmicos recomendados pela ABNT NBR 14323 (2013). Portanto, para o pilar isolado e para a face exposta ao fogo dos pilares em contato com paredes foram adotados como valores de referência emissividade resultante da superfície de aço igual a 0,7 e coeficiente de convecção igual a $25 \text{ Wm}^2/\text{°C}$.

Vale aqui destacar que a ABNT NBR 14323 (2013) não traz informações a respeito das propriedades térmicas para a face não exposta ao fogo e aquelas correspondentes às paredes na face aquecida. Portanto, conforme descritos no Capítulo 3, foram adotados parâmetros fornecidos pelos Eurocódigos. Para a face não exposta adotou-se emissividade igual a 0,7 e coeficiente de convecção igual a $4 \text{ Wm}^2/\text{°C}$. A resistência ao fogo foi o fator limitante para o tempo de análise do modelo numérico, sendo essa identificada ao instante em que a força axial que atua no pilar volta ao seu valor inicial, conforme descrito por Neves (1995).

É importante destacar que a estratégia adotada no capítulo anterior foi também aqui utilizada com o objetivo de estender as análises para casos diferentes daqueles expressos no programa experimental de referência, no caso, Rocha (2016). Esse conjunto de análises paramétricas visou a influência de alguns parâmetros na resposta estrutural, tais como *fator de carregamento* aplicado no pilar e o *nível de restrição térmica* imposto ao elemento estrutural.

Os níveis de carregamento foram variados considerando valores correspondentes a 30%, 50% e 70% da capacidade de carga do pilar à temperatura ambiente, cuja determinação da força última desse mesmo elemento seguiu as prescrições disponibilizadas pela ABNT NBR 8800 (2008) descrita no *Apêndice B*.

No que concerne às restrições térmicas, tanto em contexto de translação quanto de rotação os valores aqui adotados, e consequentemente testados, correspondem àqueles obtidos pela movimentação do pórtico de restrição dos ensaios experimentais de Correia, Rodrigues e Gomes (2013). Foi constatado que à medida que se aumentava a restrição axial de um pilar, a restrição rotacional também se elevava, em virtude de se tratar de uma única estrutura circundante.

Diante do exposto, a Tabela 5.1 apresenta os valores de rigidez axial e rotacional que foram pré-definidas por Correia, Rodrigues e Gomes (2013), os quais serão alvo das análises desse capítulo.

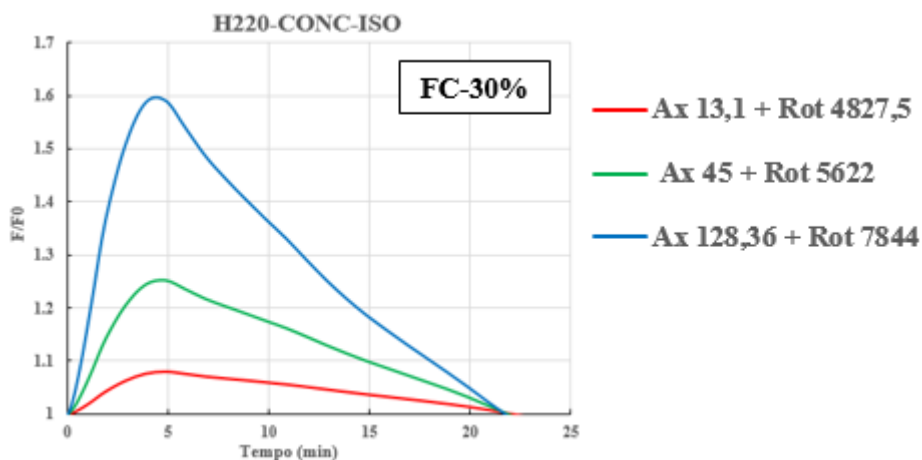
Tabela 5.1- Valores da rigidez axiais e rotacional definidas em Correia, Rodrigues e Gomes (2013)

<i>Rigidez Axial (kN.m)</i>	<i>Rigidez Rotacional (kN.m/rad.)</i>
13,1	4827,5
45,0	5622,0
128,35	7844,0

Fonte: Correia, Rodrigues e Gomes (2013).

Primeiramente, foi realizado teste em caráter exploratório com o objetivo de avaliar a influência da estrutura circundante na resistência ao fogo dos pilares, considerando constante o fator de carga. A Figura 5.1 traz os resultados para o pilar misto isolado (H220-CONC-ISO).

Figura 5.1- Influência do aumento da rigidez axial e rotacional para um nível de carga de 30% para o pilar misto isolado

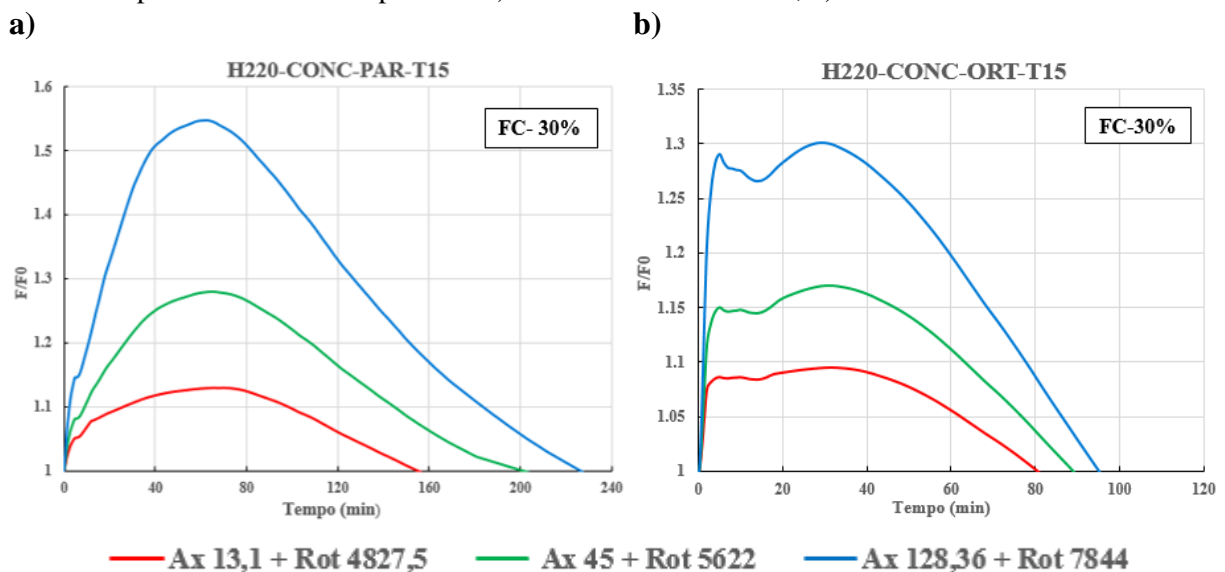


Fonte: A própria autora.

Nessa mesma Figura 5.1 se pode notar que, com o aumento da rigidez da estrutura em volta do pilar, o tempo crítico não se alterou, o que parece ser justificado pela elevação simultânea das rigidezes axiais e rotacionais, que por atuarem de forma contrária na resistência ao fogo quando analisadas de maneira individual, acabam se compensando. Vale aqui destacar que esse mesmo fenômeno também foi constatado para os pilares metálicos dos estudos apresentados em Correia (2011) e em Bubach (2016), demonstrando a consistência dos modelos numéricos considerando a coerência dos resultados obtidos.

De forma análoga ao estudo realizado para o pilar isolado, também pode ser identificado na Figura 5.2 a influência da estrutura circundante na resistência ao fogo para os pilares inseridos em paredes, considerando constante o fator de carga. No entanto, a configuração anterior não foi observada para este caso, pela possível influência da parede no comportamento das forças axiais desses pilares.

Figura 5.2- Influência do aumento das rigidezes axial e rotacional para um nível de carga de 30% para os pilares inseridos em paredes: a) H220-CONC-PAR-T15; b) H220-CONC-ORT-T15



Fonte: A própria autora.

Nos itens que seguem, será apresentada a forma como cada um dos parâmetros citados anteriormente, no caso, fator de carregamento e nível de restrição térmica, influenciam no comportamento termoestrutural dos pilares em situação de incêndio, analisando, principalmente, a influência desses parâmetros no desenvolvimento das forças axiais relativas ao longo do tempo de aquecimento. Nessa abordagem, cada parâmetro será analisado individualmente, destacando-se que no caso da restrição térmica serão analisadas as influências da restrição axial da restrição rotacional, separadamente.

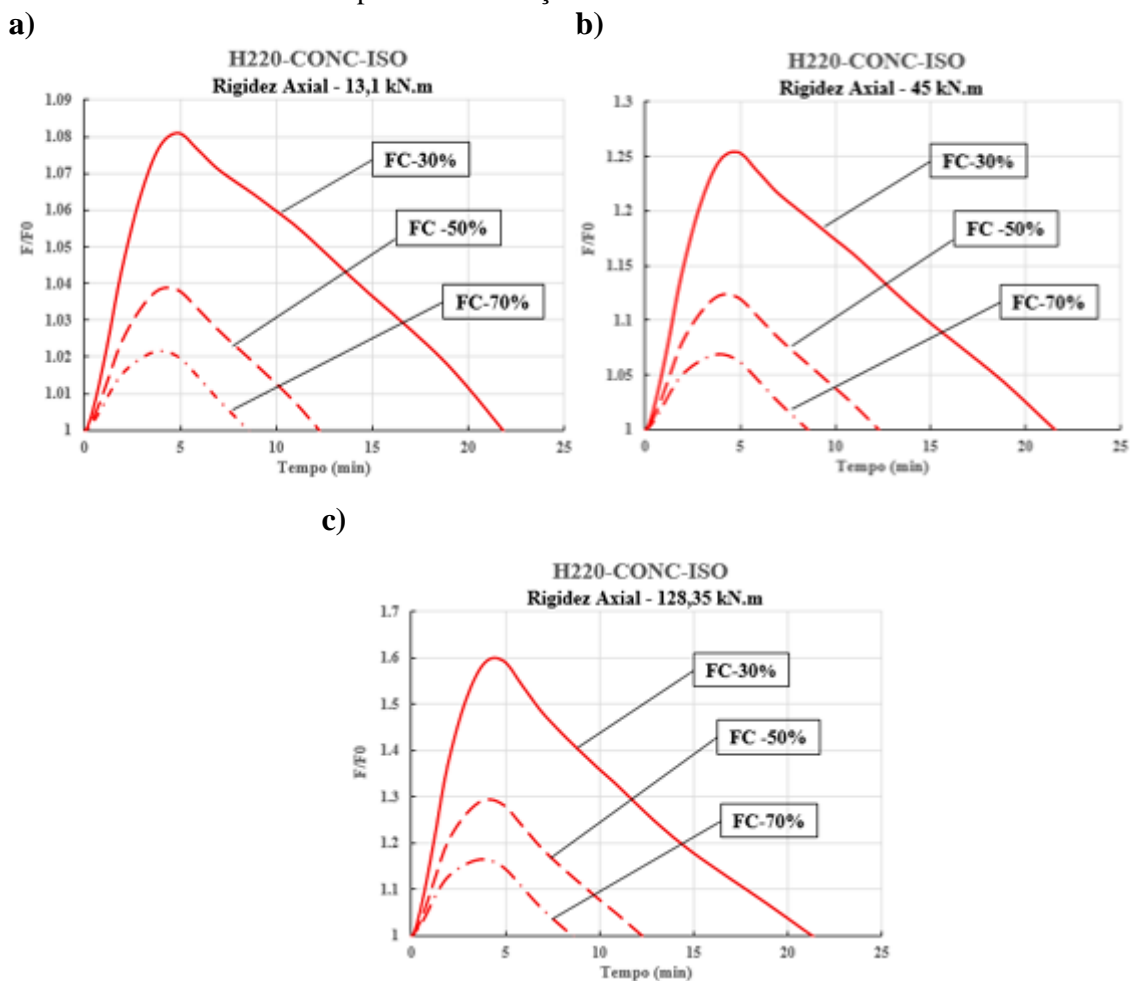
Vale ressaltar que para os pilares mistos inseridos em paredes, as análises paramétricas contemplaram apenas os pilares H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15, por apresentarem resultados termomecânicos (Capítulo 4) mais consistentes em relação aos pilares inseridos em parede de 11cm.

5.1 Influência do Fator de Carga

5.1.1 Pilar Misto de Aço e Concreto Isolado

Nas figuras 5.3a, 5.3b e 5.3c são apresentadas as curvas de evolução da força axial relativa em função do tempo de aquecimento, em que se considerou rigidez rotacional igual a zero e variou-se a rigidez axial, conforme os valores apresentados na Tabela 5.1.

Figura 5.3- Influência da variação do fator de carga no desempenho das forças axiais relativas para o pilar misto de aço e concreto isolado.



Para análises adicionais também realizadas nesse mesmo contexto, as respectivas curvas podem ser encontradas no *Apêndice C*. Na apresentação dos resultados referentes a influência do fator de carga, considera-se fixo um dado nível de rigidez axial e rotacional, se variando somente o nível de carga.

De modo geral, observa-se por meio dos resultados obtidos, que quanto maior o nível de carga aplicado antes do aquecimento, menor será o valor atingido da força axial relativa máxima. Analisando a Figura 5.3b, os resultados mostram que para o pilar misto com rigidez axial igual a 45 kN.m, as forças axiais relativas máximas para os fatores de carga de 30%, 50% e 70% resultaram iguais a 1,25, 1,12 e 1,07, respectivamente.

Após o pico, as forças apresentaram queda até o instante de tempo em que elas voltam a apresentar a mesma intensidade aplicada antes do aquecimento, o qual é aqui considerado como o tempo de resistência ao fogo. No caso da Figura 5.3a, os tempos críticos encontrados para o pilar H220-CONC-ISO resultaram iguais a, 21,85, 12,15, e 8,87 minutos para fatores de carga iguais a 30%, 50% e 70%, respectivamente, o que permite estabelecer, assim como para os valores de pico, que os tempos críticos observados são sempre maiores quanto menor for o fator de carga empregado.

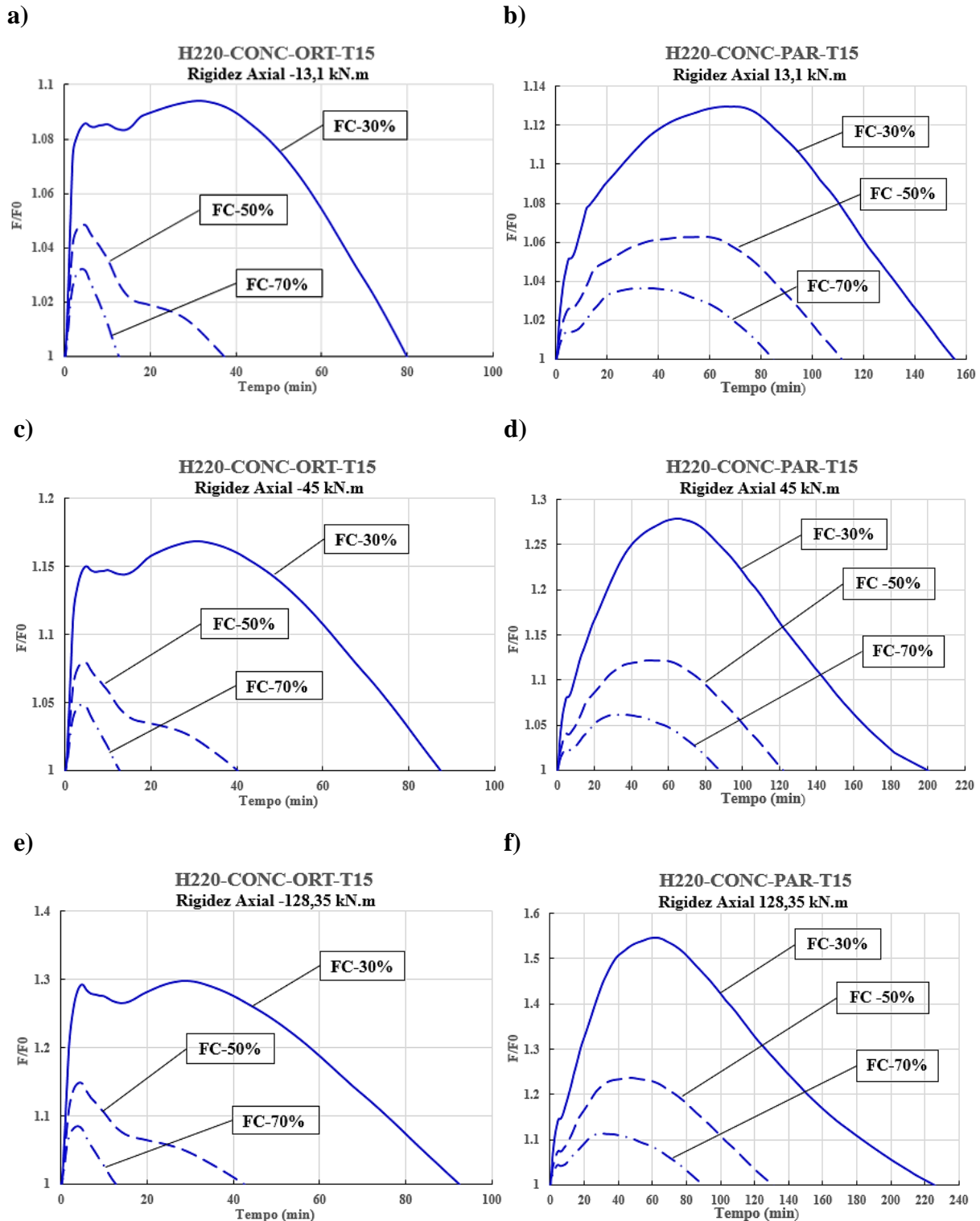
5.1.2 Pilar Misto de Aço e Concreto Inserido em Paredes

Assim como realizado para o pilar misto isolado, nas Figuras 5.4a a 5.4f são apresentadas as curvas de evolução da força axial relativa para os valores de rigidez axial iguais 13,1 kN.m; 45 kN.m e 128,35 kN.m, com rigidez rotacional considerada como nula. Para demais outros valores estudados, as curvas numéricas se encontram no *Apêndice C*.

Na apresentação dos resultados, considera se fixo um dado nível de rigidez axial e rotacional para os pilares H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15 e varia-se o nível de carga aplicado ao elemento estrutural.

Em relação a Figura 5.4 se nota uma diferença no formato das curvas numéricas para pilares com gradientes térmicos ao longo alma e ao longo da mesa, assim como foi observado nos pilares metálicos do estudo de Simões (2018).

Figura 5.4 - Influência da variação do fator de carga no desempenho das forças axiais relativas para os pilares mistos H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

Para o caso do pilar misto com a alma ortogonal à superfície da parede, como a mesa do perfil está diretamente exposta ao fogo se identifica um acelerado crescimento da temperatura, o que eleva rapidamente a força axial inicial, como pode ser observado nas Figuras 5.4a, 5.4c

e 5.4e. Em seguida, a elevação da força axial atinge o seu primeiro pico e, posteriormente, apresenta redução discreta uma vez que, nesse mesmo instante, a mesa exposta entra em escoamento associado à redução de suas propriedades mecânicas. No entanto, como alma e a mesa não expostas à ação térmica encontram-se ainda com baixas temperaturas, a força axial tende a crescer novamente com o aquecimento gerando nova expansão axial do pilar e, conseqüentemente, se tem ainda a elevação das forças de restrição. Posteriormente, quando essas partes citadas atingem o escoamento, a curva volta a decrescer até a força inicialmente aplicada no pilar (SIMÕES, 2018).

Para pilar misto com alma paralela à superfície da parede (Figuras 5.4b, 5.4d e 5.4f), como o fogo está em contato direto com o concreto, esse pilar apresenta aquecimento menos evidenciado se comparado ao pilar ortogonal, de modo a se observar forças de restrição semelhante ao desenvolvido no pilar misto isolado.

Assim como foi obtido para o pilar misto isolado, para os pilares mistos inseridos em paredes quanto maior o nível de carga aplicado antes do aquecimento, menor será o valor atingido da força axial relativa F/F_0 , visto que quanto maior a carga aplicada ao pilar no início do aquecimento, menor será a força axial adicional a ser incorporada à força inicial e, conseqüentemente, haverá redução do tempo necessário para atingir a capacidade de carga dos elementos da seção transversal.

Em relação ao tempo crítico, a elevação do fator de carga resultou em sua diminuição. Como pode ser visto na Figura 5.4e, por exemplo, para o pilar H220-CONC-ORT-T15, os tempos críticos resultaram iguais a 92, 42 e 12 minutos para os fatores de carga iguais a 30%, 50% e 70%, respectivamente, em resposta à rigidez axial igual a 128,35 kN.m e rotacional nula. Sobre o pilar H220-CONC-PAR-T15 com as mesmas rigidezes, os tempos críticos obtidos foram iguais a 225, 129,88 e 89 minutos para os fatores de carga iguais a 30%, 50% e 70%, respectivamente.

5.2 Influência da Restrição Térmica

5.2.1 Quanto à Restrição Rotacional

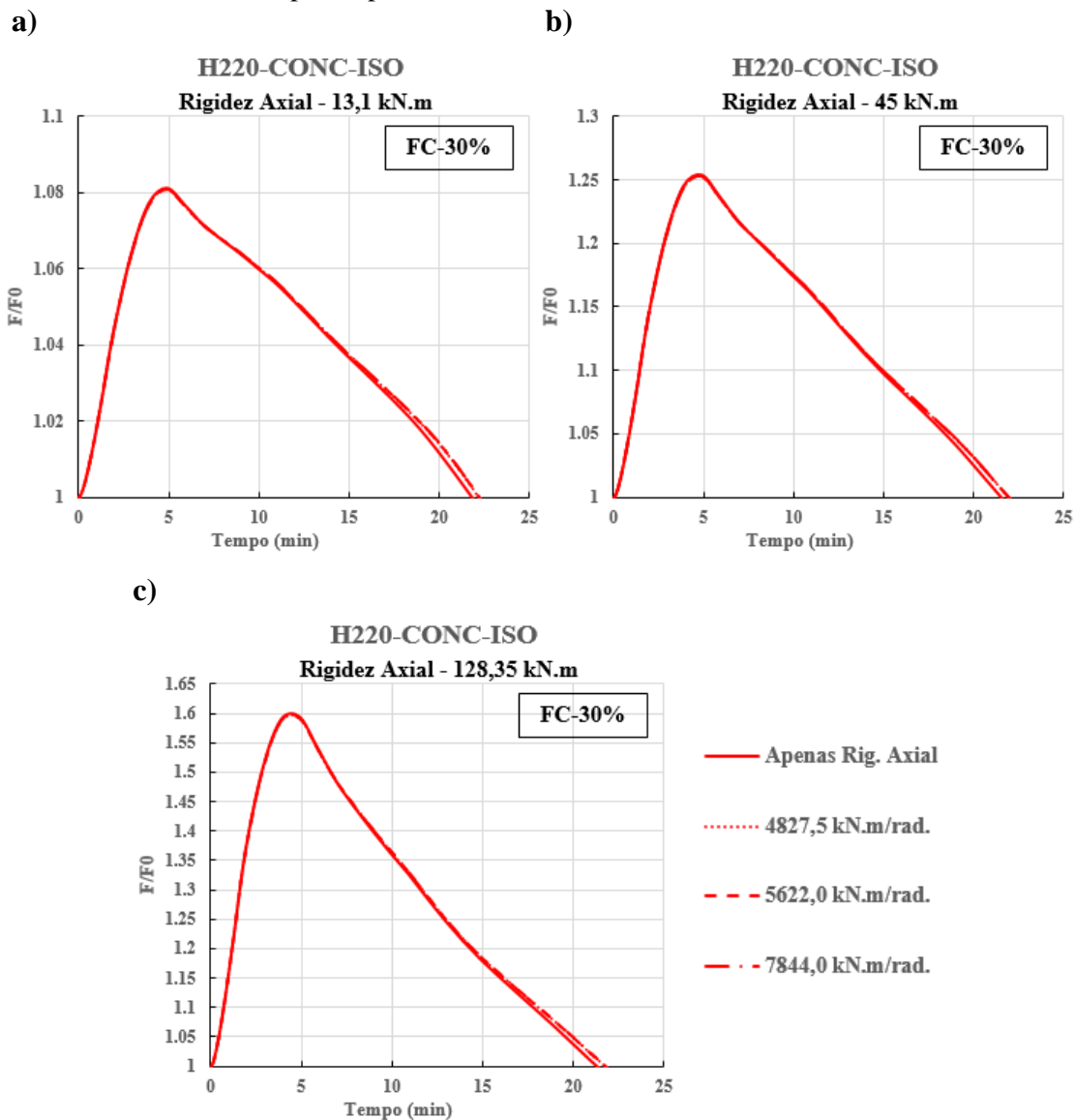
Esse subitem busca identificar a influência da restrição rotacional no comportamento termomecânico dos pilares mistos de aço e concreto isolado e inseridos em paredes. Adotou-se fixo o fator de carga equivalente a 30%, variando-se a rigidez axial com valores iguais a 13,1

kN.m, 45 kN.m e 128,35 kN.m. Os resultados para outros fatores de carga podem ser encontrados no *Apêndice C* do presente trabalho.

Diante do proposto, buscou-se verificar o quanto a presença da restrição rotacional impacta no desenvolvimento das forças axiais do elemento estrutural. Para tanto, foram testados quatro valores de rigidez rotacional: 0, 4825 kN.m/rad, 5622 kN.m/rad e 7844 kN.m/rad.

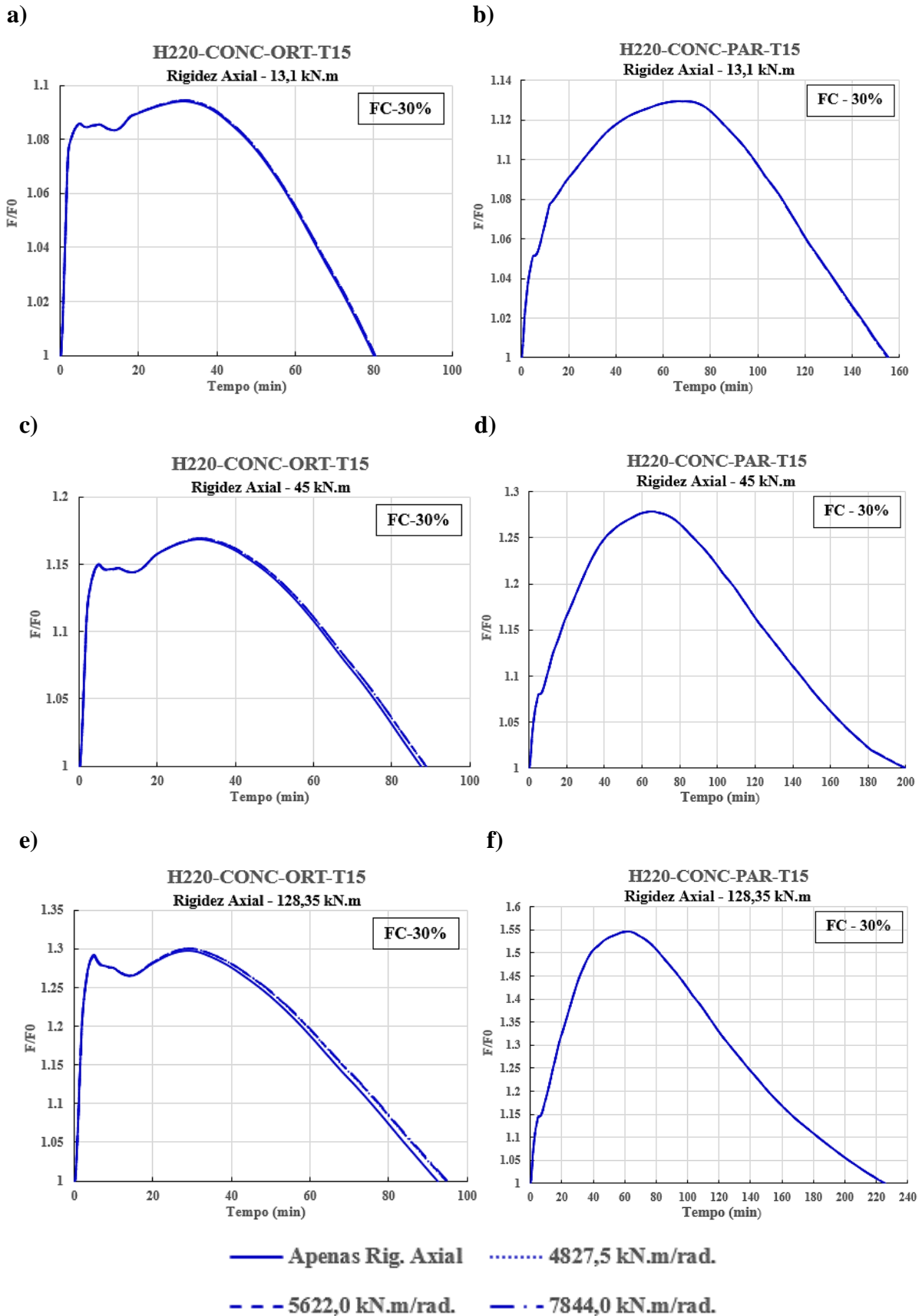
As Figuras 5.5 e 5.6 apresentam os resultados numéricos para o pilar misto isolado H220-CONC-ISO, bem como para pilares inseridos em paredes, no caso, H220-CONC-PART15 e H220-CONC-ORT-T15, respectivamente.

Figura 5.5- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais relativas para o pilar misto isolado H220-CONC-ISO



Fonte: A própria autora.

Figura 5.6- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais relativas para os pilares misto H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

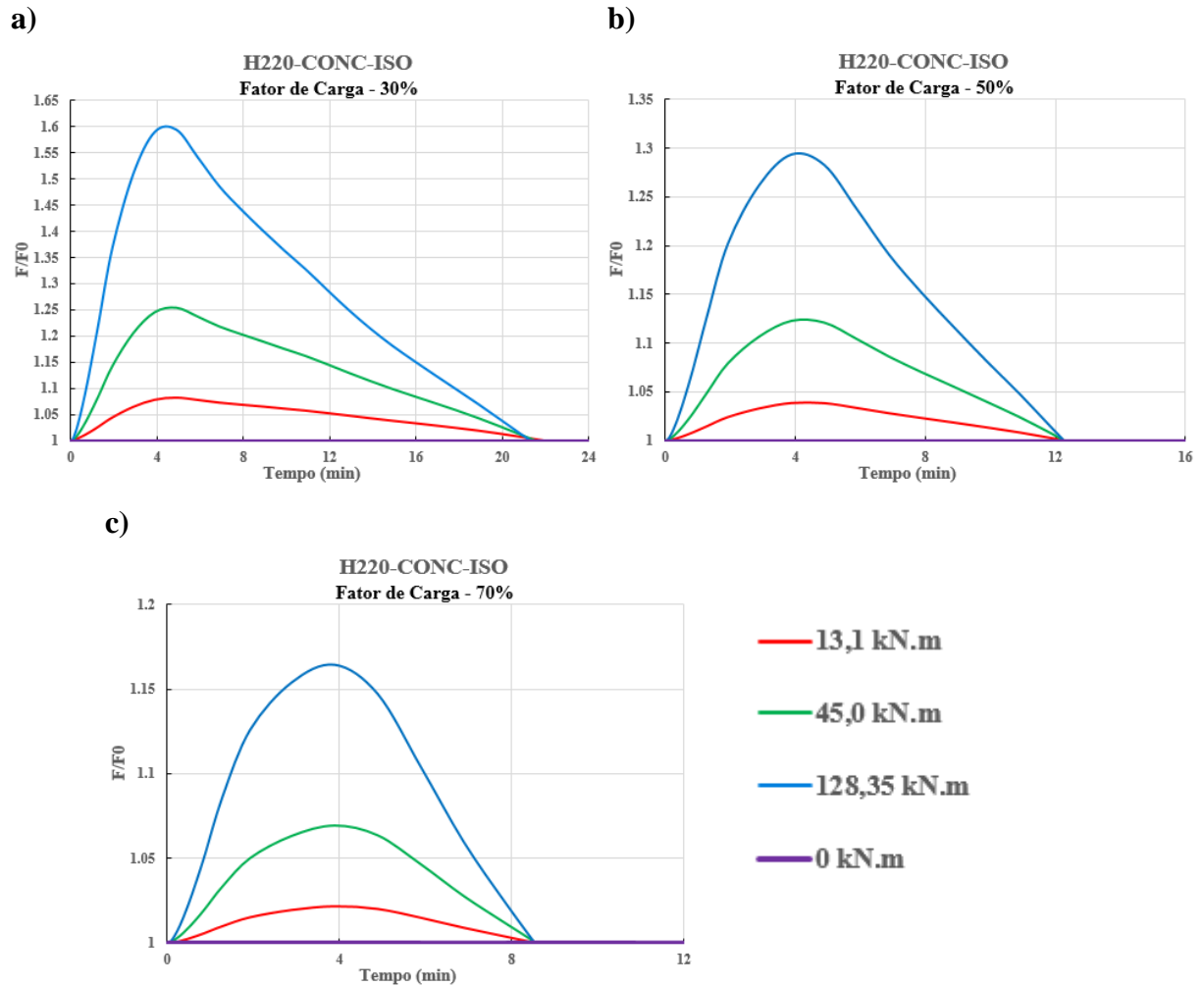
Na parte da curva numérica referente ao crescimento das forças axiais é possível notar que os pilares H220-CONC-ISO (Figuras 5.5a – 5.5c) e aqueles inseridos em paredes (Figura 5.6) não sofreram alterações significativas com a inserção da restrição rotacional em suas extremidades, uma vez que as curvas numéricas se encontraram praticamente sobrepostas. Vale destacar que quando se trata do tempo de resistência ao fogo, principalmente para o pilar H220-CONC-ORT-T15 (Figura 5.6e), a presença desse tipo de restrição impõe aumento, ainda que discreto, no tempo de resistência ao fogo, de 91 para 94 minutos, constatando o efeito benéfico da restrição rotacional na resistência ao fogo de pilares, como usualmente relatado em diversos trabalhos de caráter científico.

Para os demais pilares, ou não houve alterações da resistência ao fogo ou o seu aumento foi pouco significativo. Além disso, a partir do instante que a rigidez rotacional apresentou valores elevados, o tempo crítico se estabilizou tanto para o pilar misto isolado como inseridos em paredes analisados.

5.2.2 Quanto à Restrição Axial

Nas figuras 5.7 e 5.8 se faz a análise da variação da força axial relativa que se desenvolverá nos pilares mistos, isolado e inseridos em parede, H220-CONC-ISO, H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15, considerando a influência da restrição axial para um determinado nível de carregamento, mantendo nula a rigidez rotacional.

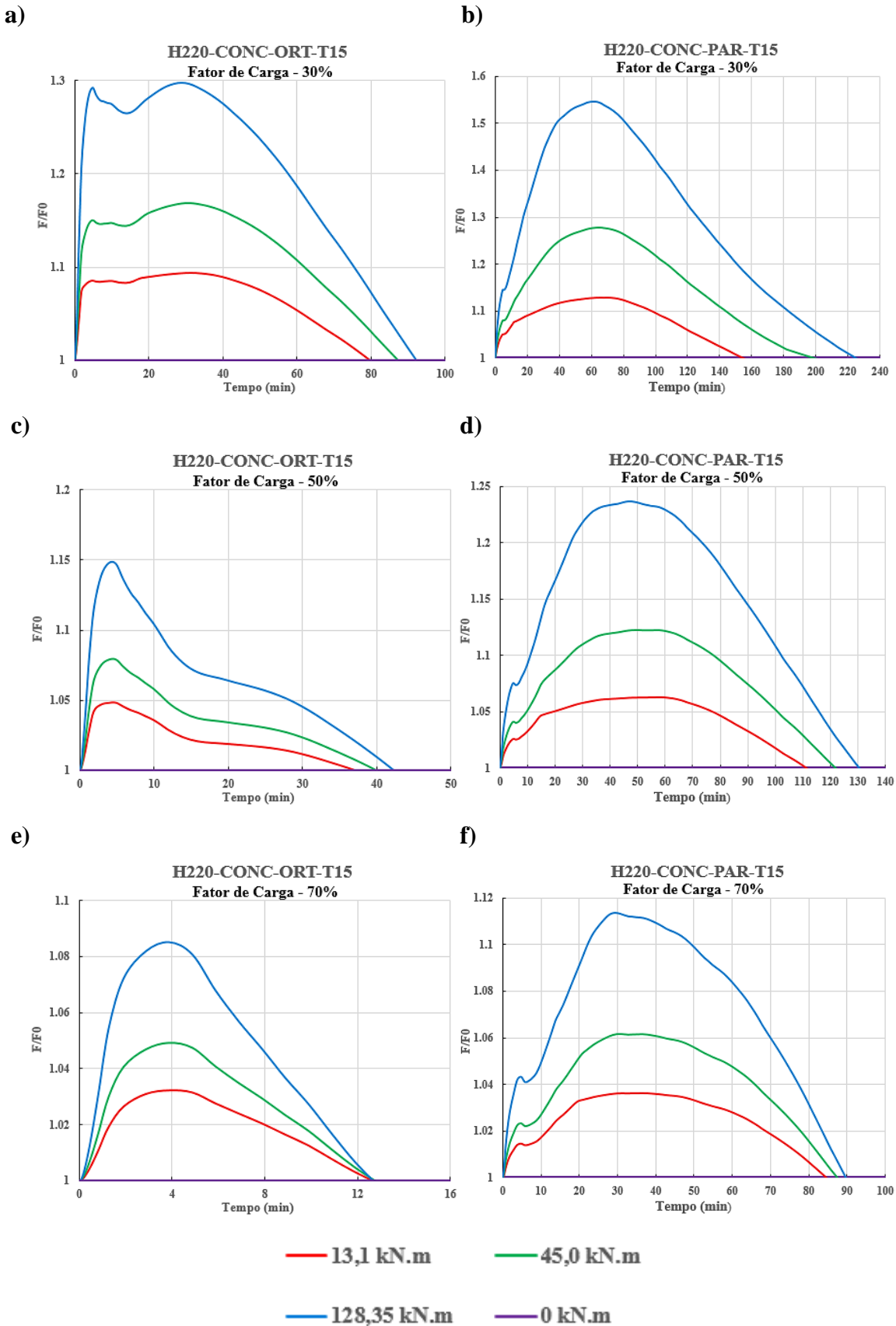
Figura 5.7- Influência do nível de rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais relativas para o pilar misto isolado H220-CONC-ISO



Fonte: A própria autora

Os outros resultados de interesse e também estudados para os mesmos fins se encontram apresentados no *Apêndice C* do presente trabalho.

Figura 5.8- Influência do nível de rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais relativas para os pilar inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora

Inicialmente, analisa-se o desenvolvimento das forças axiais nos pilares em que é possível notar nitidamente que a mudança da rigidez axial da estrutura circundante afeta a intensidade da força gerada nos pilares, sendo que quanto maior a rigidez axial maior será a restrição à expansão térmica, gerando assim esforços maiores em todos os pilares.

No que concerne à resistência ao fogo para o pilar H220-CONC-ISO (Figuras 5.7a, 5.7b e 5.7c), a variação da restrição axial pouco afetou o tempo crítico do pilar quando se considera um mesmo nível de carregamento, aspecto esse que apresenta coincidência com as observações identificadas e apresentadas em Neves (1995) e em Simões, Rocha e Munaiar Neto (2018).

Em relação aos pilares inseridos em paredes, a variação da restrição axial pouco alterou o tempo crítico do pilar H220-CONC-ORT-T15, identificando-se alteração significativa somente para fator de carregamento em 70%, conforme a Figura 5.8e. Já para os demais pilares inseridos em paredes (Figuras 5.8a, 5.8b, 5.8c, 5.8d e 5.8f), a elevação da rigidez axial do sistema de restrição aumentou o tempo de resistência ao fogo. Esse comportamento também foi observado por Simões (2018) para os mesmos pilares inseridos em paredes, no entanto metálicos.

Vale destacar que tal comportamento aqui identificado difere do resultado encontrado para o pilar misto isolado aqui estudados. Simões (2018) justifica esse fato devido à presença da parede e do gradiente térmico gerado na seção transversal que parece influenciar de modo diferente o comportamento das forças axiais desenvolvidas nesse tipo de elemento estrutural.

Adicionalmente, vale ressaltar que quando o pilar é considerado livre de restrições, ou seja rigidez axial nula, o tempo crítico é substancialmente maior que os demais casos, de modo que o fator que mais impacta na resistência ao fogo desses elementos estruturais é a presença da restrição axial e não sua intensidade (SIMÕES, 2018).

CAPÍTULO 6

6 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

O presente estudo contou com um conjunto de análises numéricas, realizadas por meio do código computacional ABAQUS, voltadas a cinco pilares mistos de aço e concreto restringidos termicamente, sendo um isolado e quatro inseridos em paredes, com o intuito de avaliar o comportamento desses elementos sob ação do fogo.

No meio científico são escassos estudos que avaliam a influência da alvenaria no comportamento estrutural de pilares em elevadas temperaturas. Assim, o tema da presente pesquisa, ainda que de caráter inicial, contribuiu para um singelo e efetivo estudo sobre o entendimento do conjunto pilar-alvenaria para área da Segurança das Estruturas em Situação de Incêndio.

Neste sentido, a modelagem numérica apresentou duas metodologias. A primeira proposta consistiu em considerar a alvenaria somente como elemento de compartimentação e uma segunda proposta foi empregada a partir da avaliação da influência dessa mesma alvenaria no desempenho termoestrutural dos pilares.

Além disso, o estudo numérico também buscou melhor compreender a contribuição do concreto, assim como da alvenaria, na rigidez final desse sistema estrutural no decorrer do incêndio. Foi constatado que apesar de um aumento na rigidez do sistema estrutural, devido a presença do concreto nos pilares, não se pode desconsiderar a contribuição da alvenaria quando se trata de temperaturas elevadas. Adicionalmente, com a consideração da parede no comportamento termoestrutural dos pilares, os quatro modelos de pilares inseridos em elementos de compartimentação apresentaram resultados mais adequados em relação aos resultados experimentais de Rocha (2016), de modo a possibilitar melhor compreensão do comportamento termoestrutural dos mesmos.

Diante do exposto, a seguir, serão listadas as principais conclusões obtidas para cada etapa realizada da presente dissertação, bem como as sugestões para trabalhos futuros, por serem relevantes para dar continuidade a esta linha de pesquisa.

6.1 Com relação à proposta de Modelagem Térmica

- Os modelos térmicos construídos para os cinco pilares mistos de aço e concreto se mostraram satisfatórios (eficientes) para determinar as temperaturas de acordo com os ensaios experimentais de referência;
- Como observado por Simões (2018), o valor de emissividade recomendado pela ABNT NBR 14323 (2013) para o aço não permitiu a calibração dos pilares mistos de aço e concreto, aspecto justificado pela forma de aquecimento de um forno elétrico ser diferente de um incêndio real, contribuindo para alteração dos parâmetros normatizados;
- Ao comparar as temperaturas dos termopares (situados em posições semelhantes) dos pilares metálicos do estudo de Simões (2018) com o dos pilares mistos de aço e concreto desta pesquisa, é possível observar notável redução da temperatura como consequência das propriedades térmicas do concreto (baixa condutividade térmica e alto calor específico). Em relação aos pilares inseridos em paredes, nesta pesquisa a dissipação de calor passou a ser reduzida pela contribuição tanto do concreto quanto do elemento de compartimentação.
- Com relação aos gradientes térmicos apresentados pelos pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes, percebe-se maior valor para os pilares com alma ortogonal a parede, sendo maior para o H220-CONC-ORT-T15 em comparação ao H220-CONC-ORT-T11, pelo fato de a parede de maior espessura dificultar ainda mais a passagem de calor e, portanto, com aquecimento acontecendo mais lentamente. Para o caso dos pilares com alma paralela à parede, foi possível identificar maior proximidade das curvas de temperatura *versus* tempo. Para esse caso, o gradiente térmico da região do aço é menor que o desenvolvido no concreto devido à maior condutividade térmica do último material.

6.2 Com relação à proposta de Modelagem Termoestrutural

- A *Estratégia Numérica I* gerou resultados adequados somente para o pilar misto de aço e concreto isolado, uma vez que esta estratégia considerou alvenaria apenas como elemento de compartimentação.
- Foi realizada uma análise sobre a influência do concreto no comportamento termoestrutural dos pilares inseridos em paredes, considerando a alvenaria apenas como

barreira térmica durante a modelagem. Observou-se forte contribuição do concreto nos modelos termoestruturais para os pilares mistos analisados, uma vez que sua presença, quando comparada com os resultados para os pilares metálicos, elevou a rigidez do conjunto pilar-parede, o que aumentou as forças de restrição, diminuindo a grande diferença entre as curvas experimentais e numéricas em comparação ao identificado em Simões (2018) para pilares de aço. Apesar disso, a consideração da presença da parede para a rigidez final do sistema ainda se faz relevante.

- Para avaliar o modo como a parede atua nos modelos numéricos, se considerou vinculações nas três direções em sua face lateral, sendo que o travamento total tanto na direção paralela e ortogonal, não contribuiu para elevação das forças axiais;
- Quanto ao travamento total da direção axial da parede, houve um aumento além do desejado para as forças axiais desenvolvidas nos pilares;
- Observou-se que associação pilar-parede em situação de incêndio possui grande complexidade no seu entendimento, tendo em vista que tal fenômeno envolve, enquanto variáveis: *a temperatura média do pilar, o gradiente térmico desenvolvido ao longo da seção transversal e a degradação das propriedades dos materiais*;
- Após a calibração numérica das molas axiais da parede, por meio da **Estratégia Numérica II**, houve um aumento da rigidez global do sistema e, assim, os resultados numéricos apresentaram maior proximidade com os experimentais do estudo de referência;
- Com relação ao deslocamento axial, somente os pilares H220-CONC-ISO e H220-CONC-PAR-T15 apresentaram boa correlação entre os resultados numéricos e experimentais. Tal fato foi justificado pela forma como tal parâmetro foi medido nos ensaios experimentais de referência.
- Os resultados numéricos obtidos na presente pesquisa alcançaram maior proximidade dos resultados experimentais do estudo de Rocha (2016) quando comparados com aqueles resultados numéricos da mesma referência, provavelmente, por tratar de um modelo numérico que considera a influência da parede no comportamento dos elementos termoestruturais.

6.3 Com relação às Análises Paramétricas

Para fins de contribuições futuras, análises paramétricas foram realizadas com o intuito de estender as análises desenvolvidas a partir dos modelos numéricos validados para os cinco pilares mistos de aço e concreto dessa pesquisa, com base nas prescrições da ABNT NBR 14323 (2013). As análises realizadas monitoraram parâmetros como: o *fator de carregamento* aplicado no pilar e o *nível de restrição térmica*, ambos impostos ao elemento estrutural e assim, permitindo estabelecer as seguintes conclusões:

- Observou-se que quanto maior o nível de carga aplicado, menor foi o valor atingido da força axial relativa máxima para todos os pilares analisados (isolado e inseridos em paredes com espessura de 15 cm);
- Em relação à rigidez rotacional, notou-se que para os pilares H220-CONC-ISO e aqueles inseridos em paredes não houve alterações significativas da força axial máxima gerada nos elementos estruturais. No entanto, somente o pilar H220-CONC-ORT-T15 houve um discreto aumento da resistência ao fogo quando imposto este tipo de restrição.
- Com relação à variação da restrição axial, ela não afetou o tempo crítico para os pilares H220-CONC-ISSO e H220-CONC-ORT-T15 (com fator de carga de 70%). Já para as demais situações dos pilares mistos inseridos em paredes de 15 cm, o aumento dessa mesma rigidez resultou no crescimento do tempo de resistência ao fogo. O entendimento desse comportamento é limitada pela carência de estudos sobre essa temática.

6.4 Sugestões para Trabalhos Futuros

Diante do trabalho apresentado, nota-se que há algumas lacunas no conhecimento em relação aos pilares mistos de aço e concreto inseridos em parede. No que segue serão apresentadas sugestões para trabalhos futuros:

- Avaliação experimental para pilares mistos de aço e concreto parcialmente revestidos em contato com paredes, com diferentes seções transversais, perfis metálicos, espessura do bloco de vedação, níveis de carga e restrição térmica;
- Dar seguimento ao estudo sobre a influência da parede no desempenho termoestrutural dos pilares mistos de aço e concreto, de modo a possibilitar um melhor conhecimento sobre as molas elastoplásticas dispostas na direção axial da alvenaria;

- Estender a análise paramétrica desenvolvida para os pilares mistos de aço e concreto envolvendo, outras taxas de armadura, espessura de parede, diferentes perfis de aço, variação do f_{ck} do concreto, níveis distintos de carga e restrição térmica de modo a verificar o impacto na resistência ao fogo desses elementos estruturais;
- Realização de análises paramétricas para o melhor entendimento sobre o comportamento de pilares mistos inseridos em paredes, sob o aspecto do fator de carga e da restrição térmica, em contexto experimental.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABAQUS. **ABAQUS Analysis User's Manual**: Volume IV: Elements. *Abaqus*, 2013.

ABNT. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14323**: Dimensionamento de estruturas de aço de edifícios em situação de incêndio - procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 1999.

_____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 10636**: Paredes divisórias sem função estrutural: determinação da resistência ao fogo. Rio de Janeiro: ABNT, 1989.

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

_____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 14432**: Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações - procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 2000.

_____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15200**: Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio – procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 2012.

_____. ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro: ABNT, 2008.

AGARWAL, A.; CHOE, L.; VARMA, A.H. Fire design of steel columns: Effects of thermal gradients. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 93, p. 107-118, 2014.

ALI, F.A.; O'CONNOR, D.J. Structural performance of rotationally restrained steel columns in fire. **Fire Safety Journal**, v. 36, n. 7, p. 679-691, 2001.

ALMEIDA, S.J.C. **Análise numérica de perfis de aço formados a frio comprimidos considerando imperfeições geométricas iniciais**. 2007. 216p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2007.

ASTM. AMERICAN SOCIETY TESTING AND MATERIALS. **ASTM E119** – Standard test methods for fire tests of building construction and materials. West Conshohocken, 2000.

AZEVEDO, M.S. **Estruturas de aço sem revestimento contra fogo externas a edifício em incêndio**. 2010. 303p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.

BUBACH, C.R. **Pilares de aço com restrição axial e rotacional em situação de incêndio.** 2016. 194p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2016.

CADORIN, J.F. **Compartment fire models for structural engineering.** 2003. 201p. Thèse (Doctorat en Sciences Appliquées)-Faculté de Sciences Appliquées, Université de Liège, Belgium, 2003.

CALIÓ, L.J. **Pilares mistos parcialmente revestidos: resistência e rigidez em situação de incêndio.** 2017. 94p. Dissertação (Mestrado em Engenharia da Construção) - Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, 2017.

COOKE, G. M. E., MORGAN, P. B. E. Thermal bowing in fire and how it affects building design, BRE Information Paper, **Fire Research Station**, IP21/88, Borehamwood, 1988. Corporation, Swinden Laboratories, Rotherham, UK, 1988.

CORREIA, A.J.P.M. et al. Section factor and steel columns embedded in walls. In: NORDIC STEEL CONSTRUCTION CONFERENCE, 11. 2009, Malmö, Sweden, **Proceedings...**, Malmö, 2009. p. 172-179.

CORREIA, A.J.P.M.; RODRIGUES, J.P.C. Fire resistance of partially encased steel columns with restrained thermal elongation. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 4, p. 593-601, 2011.

CORREIA, A.J.P.M.; RODRIGUES, J.P.C. Fire resistance of steel columns with restrained thermal elongation. **Fire Safety Journal**, v. 50, p. 1-11, 2012.

CORREIA, A.J.P.M.; RODRIGUES, J.P.C.; GOMES, F.C.T. A simplified calculation method for fire design of steel columns with restrained thermal elongation. **Computers and Structures**, v. 116, p. 20-34, 2013.

CORREIA, A.J.P.M.; RODRIGUES, J.P.C.; REAL, P.V. Thermal bowing on steel columns embedded on walls under fire conditions. **Fire Safety Journal**, v. 67, p. 53-69, 2014.

CORREIA, A.J.P.M.; RODRIGUES, J.P.C.; SILVA, V.P. Numerical study on the behavior of steel columns embedded on brick walls subjected to fire. In: INTERNATIONAL SYMPOSIUM "SSCS 2010 - STEEL STRUCTURES: CULTURES & SUSTAINABILITY 2010", 2010, Istanbul, Turkey, **Proceedings...**, Istanbul, 2010.

DORR, J.B. **Modelos numéricos de pilares de aço em situação de incêndio considerando a influência da restrição axial.** 2010. 210p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2010.

DWAIKAT, M.; KODUR, V. A simplified approach for evaluating plastic axial and moment capacity curves for beam-columns with non-uniform thermal gradients. **Engineering Structures**, v. 32, n. 5, p. 1423-1436, 2010.

DWAIKAT, M.M.S. et al. Experimental behavior of steel beam–columns subjected to fire-induced thermal gradients. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 1, p. 30-38, 2011.

ELLOBODY, E. A consistent nonlinear approach for analysing steel, cold-formed steel, stainless steel and composite columns at ambient and fire conditions. **Thin-Walled Structures**, v. 68, p. 1-17, 2013.

ELLOBODY, E.; YOUNG, B. Investigation of concrete encased steel composite columns at elevated temperatures. **Thin-Walled Structures**, v. 48, n. 8, p. 597-608, 2010.

EUROCODE. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1991-1-1 - **Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-2: General actions - Actions on structures exposed to fire**. Brussels, 2002.

_____. EN 1994-1-2 - **Eurocode 4 - Design of composite steel and concrete structures. Part 1-2: General rules – Structural Fire Design**. Brussels, 2005.

_____. EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1993-1-1 - **Eurocode 3: Design of Steel Structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. Brussels, 2005.

FIGUEIREDO, L. M. B. (1998). **Projeto e construção de pilares mistos aço-concreto**. Dissertação (Mestrado) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos.

GARLOCK, M.E.; QUIEL, S.E. Combined axial load and moment capacity of fire exposed beam–columns with thermal gradients. In: INTERNATIONAL WORKSHOP ON STRUCTURES IN FIRE, 4. Portugal, **Proceedings**.... p. 187–198, 2006.

HAN, L.H. et al. Performance of Steel-Reinforced Concrete Column after Exposure to Fire: FEA Model and Experiments. **Journal of Structural Engineering**, p. 04016055, 2016.

HAN, L.H.; TAN, Q.H.; SONG, T.Y. Fire performance of steel reinforced concrete columns. **Journal of Structural Engineering**, v. 141, n. 4, p. 04014128, 2015.

HAN, L.H.; YANG, Y.F.; XU, L. An experimental study and calculation on the fire resistance of concrete-filled SHS and RHS columns. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 59, n. 4, p. 427-452, 2003.

HOLMAN, J. P. *Transferência de Calor*. 1. ed. São Paulo. McGraw-Hill do Brasil, (1983).

HUANG, Z., TAN, K. TOH, W. PHNG, G. Fire resistance of composite columns with embedded I-section steel—Effects of section size and load level. **Journal of Constructional Steel Research**, Vol. 64, pp. 312–325, 2008.

HUANG, Z.F.; TAN, K.H. Structural response of restrained steel columns at elevated temperatures. Part 2: FE simulation with focus on experimental secondary effects. **Engineering structures**, v. 29, n. 9, p. 2036-2047, 2007.

- HUANG, Z.F.; TAN, K.H.; PHNG, G.H. Axial restraint effects on the fire resistance of composite columns encasing I-section steel. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 63, n. 4, p. 437-447, 2007.
- ISO. INTERNATIONAL STANDARD. **ISO 834**: Fire-resistance tests – Elements of building construct – Part 1: General requirements. ISO 834-1:1999. Genebra: ISO, 1999.
- KIMURA, E.F.A. **Análise termoestrutural de pilares de aço em situação de incêndio**. 2009. 225p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2009.
- KIRCHHOF, L.D. **Uma contribuição ao estudo de vigas mistas aço-concreto simplesmente apoiadas em temperatura ambiente e em situação de incêndio**. 2004. 142p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2004.
- KREITH, F. Princípios da transmissão de calor. São Paulo. Edgard Blücher, (1977).
- LIE, T.T.; CHABOT, M. A method to predict the fire resistance of circular concrete filled hollow steel columns. **Journal of fire protection Engineering**, v. 2, n. 4, p. 111-124, 1990.
- LIE, T.T.; KODUR, V.K.R. Fire resistance of steel columns filled with bar-reinforced concrete. **Journal of structural Engineering**, v. 122, n. 1, p. 30-36, 1996.
- MAO, X.; KODUR, V.K.R. Fire resistance of concrete encased steel columns under 3-and 4-side standard heating. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 3, p. 270-280, 2011.
- NEVES, I.C. The critical temperature of steel columns with restrained thermal elongation. **Fire Safety Journal**, v. 24, n. 3, p. 211-227, 1995.
- NEVES, I.C.; VALENTE, J.C.; RODRIGUES, J.P.C. Thermal restraint and fire resistance of columns. **Fire Safety Journal**, v. 37, n. 8, p. 753-771, 2002.
- PEREIRA, M.F. **Análise experimental e numérica de pilares mistos parcialmente revestidos**. 2014. 186p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.
- PIRES, T.A.C; RODRIGUES, J.P.C.; SILVA, J.J.R. Fire resistance of concrete filled circular hollow columns with restrained thermal elongation. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 77, p. 82-94, 2012.
- QUEIROZ, G.; PIMENTA, R.J.; MARTINS, A.G. **Manual de construção em aço**: Estruturas Mistas. 2v. 2 ed. Centro Brasileiro da Construção em Aço - CBCA. Rio de Janeiro: Instituto Aço Brasil/CBCA, 2012.
- QUIEL, S.E. et al. Predicting the demand and plastic capacity of axially loaded steel beam-columns with thermal gradients. **Engineering Structures**, v. 58, p. 49-62, 2014.

REAL, P. V. **“Incêndio em estruturas metálicas – Cálculo estrutural”**, 1^a ed. Edições Oriom, 2003, p. 356.

REGOBELLO, R. **Análise numérica de seções transversais e de elementos estruturais de aço e mistos de aço e concreto em situação de incêndio**. 2007. 269p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) -Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2007.

ROCHA, F.M. **Pilares de aço e misto de aço e concreto inseridos em paredes em situação de incêndio**. 2016. 256p. Tese (Doutorado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2016.

_____. **Modelos numéricos de vigas mistas de aço e concreto pertencentes a sistemas de pisos mistos de pequena altura em situação de incêndio**. 2012. 269p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2012.

RODRIGUES, J.P.C.; CORREIA, A.J.M.; PIRES, T.A.C. Behaviour of composite columns made of totally encased steel sections in fire. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 105, p. 97-106, 2015.

ROTTER, J. M., USMANI, A.S., Fundamental Principles of Structural Behaviour under thermal effects. **Proceedings of First International Workshop on Structures in Fire**, Denmark, 2000.

SALMON, C.G; JOHNSON, J.E. **Steel Structures: Design and Behavior**, Emphasizing Load and Resistance Factor Design. Third Edition. New York: Harper and Row, 1990.

SANTOS, D.B.R. **Modelagem numérica de lajes mistas de aço e concreto em situação de incêndio**. 2014. 243p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2014.

SHEPHERD, P.G.; BURGESS, I.W. On the buckling of axially restrained steel columns in fire. **Engineering Structures**, v. 33, p. 2832-2838, 2011.

SILVA, V. P.; CORREIA, A. M.; RODRIGUES, J. P. C. Simulação do comportamento ao fogo de pilares de aço em contato com alvenaria. In: Jornadas Sudamericana de Ingeniería Estructural, 33. Santiago, 2008. **Anais...**, 2008.

SILVA, V.P. **Estruturas de aço em situação de incêndio**. São Paulo: Zigurate Editora, 2001.

SIMÕES, T.C. **Estudo da Resistência ao Fogo de Pilares de Aço Inseridos em Paredes**. 2016. 148p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil – Especialização em Construção Urbana) – Departamento de Engenharia Civil, Instituto Superior de Engenharia de Coimbra, Coimbra, 2016.

SIMÕES, Y.S. **Análise numérica de pilares de aço isolados e inseridos em paredes em situação de incêndio**. 2018. 190p. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2018.

SIMÕES, Y.S.; ROCHA, F.M; MUNAIAR NETO, J. **Comparação numérica entre o comportamento termomestrutural de pilares de aço e mistos de aço e concreto parcialmente revestidos em situação de incêndio.** Revista Ibracon de Estruturas e Materiais, v.11, n. 4, p. 876-901,2018. <http://dx.doi.org/10.1590/s1983-41952018000400012> .

USMANI, A.S. et al. Fundamental principles of structural behaviour under thermal effects. **Fire Safety Journal**, v. 36, n. 8, p. 721-744, 2000.

WAINMAN, D. E., KIRBY, B. R. **Compendium of UK Standard Fire Test Data – Unprotected Structural Steel – 1**, Ref. No. RS/RSC/S10328/1/87/B, British Steel Corporation, Swinden Laboratories, Rotherham, UK, 1988.

WANG, Y.C. **Steel and composite structures: behaviour and design for fire safety.** London: Spon Press, 2002.

WEBBER, A.; ORR, J. J.; SHEPHERD, P.; CROTHERS, K. **The effective length of columns in multi-storey frames.** *Engineering Structures* 102, (2015).

YOUNG, B.; ELLOBODY, E. Performance of axially restrained concrete encased steel composite columns at elevated temperatures. **Engineering Structures**, v. 33, n. 1, p. 245-254, 2011.

ZHANG, C. et al. Behavior of unrestrained and restrained bare steel columns subjected to localized fire. **Journal of Structural Engineering**, v. 141, n. 10, p. 04014239, 2015.

APÊNDICE A

AP.A.1 CALIBRAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS

AP.A.1.1 MODELAGEM TERMOESTRUTURAL

AP.A.1.1.1 Influência da imperfeição geométrica inicial

Testes de sensibilidade foram realizados com amplitudes de imperfeição geométrica de $L/1500$, $L/1000$ e $L/500$, com o intuito de avaliar qual intensidade que melhor representava o comportamento termoestrutural dos pilares mistos isolados e inseridos em paredes.

Para o caso do pilar misto isolado, ou seja, com aquecimento nas quatro faces, as imperfeições foram testadas nos eixos de maior e menor inércia. Tal fato, resultou na necessidade de criar uma nomenclatura para facilitar essa variação de amplitude e sua direção no pilar, descrita nas Tabelas AP.A.1.

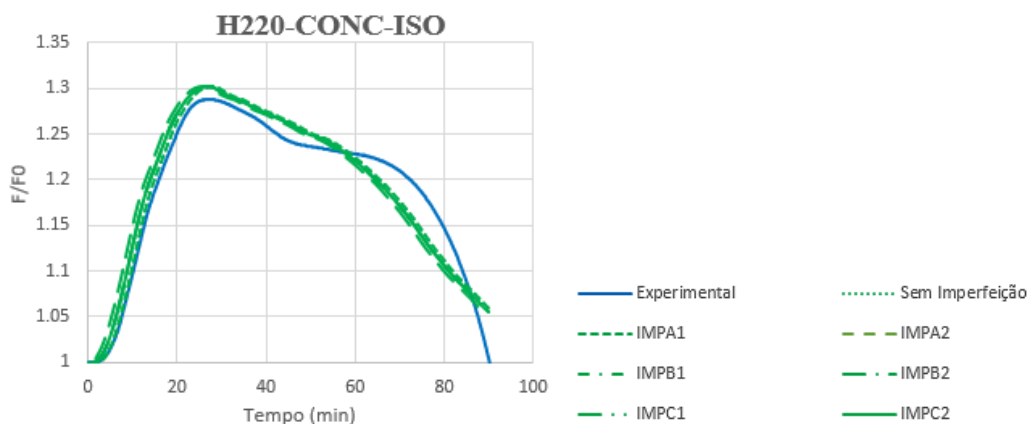
Tabela AP.A.1-Nomenclatura referente ao tipo de imperfeição geométrica inicial adotada para o pilar mistos isolado.

Amplitude	Direção da imperfeição geométrica	Nomenclatura
$L/500$	Eixo fraco	IMPA1
$L/500$	Eixo forte	IMPA2
$L/1000$	Eixo fraco	IMPB1
$L/1000$	Eixo forte	IMPB2
$L/1500$	Eixo fraco	IMPC1
$L/1500$	Eixo forte	IMPC2

Fonte: A própria autora.

Os resultados dos testes de sensibilidade para imperfeição geométrica do pilar isolado misto dessa pesquisa é indicado na Figura AP.A.1. É possível verificar que nenhum dos testes influenciou em seu comportamento termoestrutural. Destaca-se ainda que todas as análises foram realizadas para um mesmo nível de rigidez axial e rotacional.

Figura AP.A.1-Calibração numérica da imperfeição geométrica inicial para o pilar isolado misto de aço e concreto



Fonte: A própria autora.

No caso de pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes, uma nova nomenclatura foi criada, como indicado na Tabela AP.A.2, uma vez que para esses elementos estruturais as imperfeições foram inseridas na direção exposta e não exposta ao fogo.

Tabela AP.A.2-Nomenclatura referente ao tipo de imperfeição geométrica inicial adotada para os pilares mistos inseridos em paredes.

Amplitude	Direção da imperfeição geométrica	Nomenclatura
L/500	Lado exposto ao fogo	IMPA3
L/500	Lado não exposto ao fogo	IMPA4
L/1000	Lado exposto ao fogo	IMPB3
L/1000	Lado não exposto ao fogo	IMPB4
L/1500	Lado exposto ao fogo	IMPC3
L/1500	Lado não exposto ao fogo	IMPC4

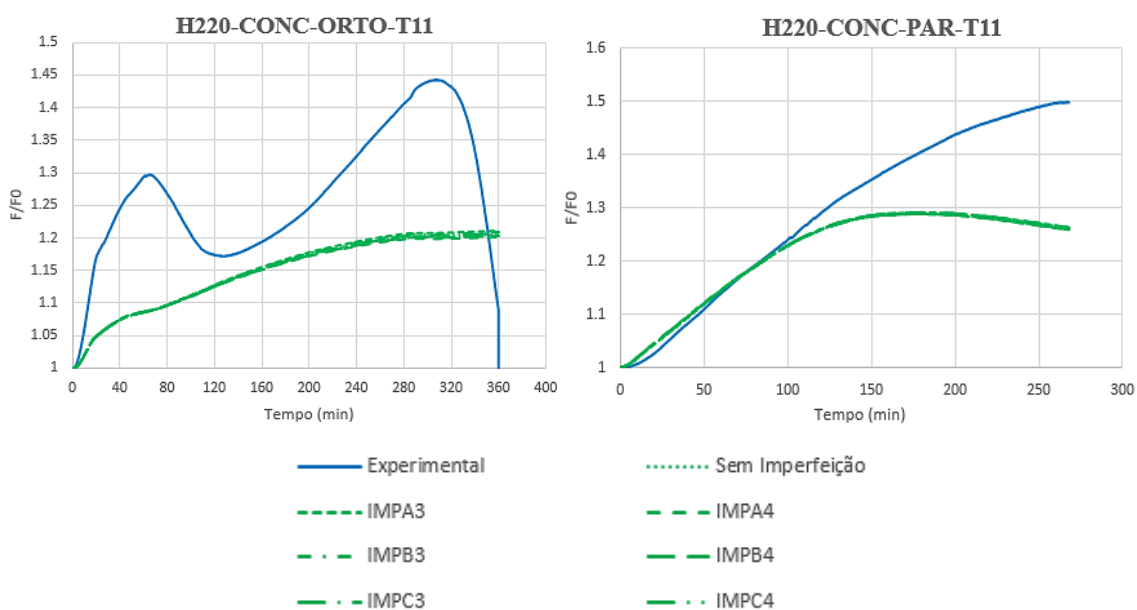
Fonte: A própria autora.

As Figuras AP.A.2 e AP.A.3 trazem os resultados da calibração numérica realizada para a imperfeição geométrica inicial dos pilares mistos de aço e concreto

inseridos em paredes. Menciona-se ainda que o teste da imperfeição geométrica foi realizado quando da aplicação da *estratégia numérica I*.

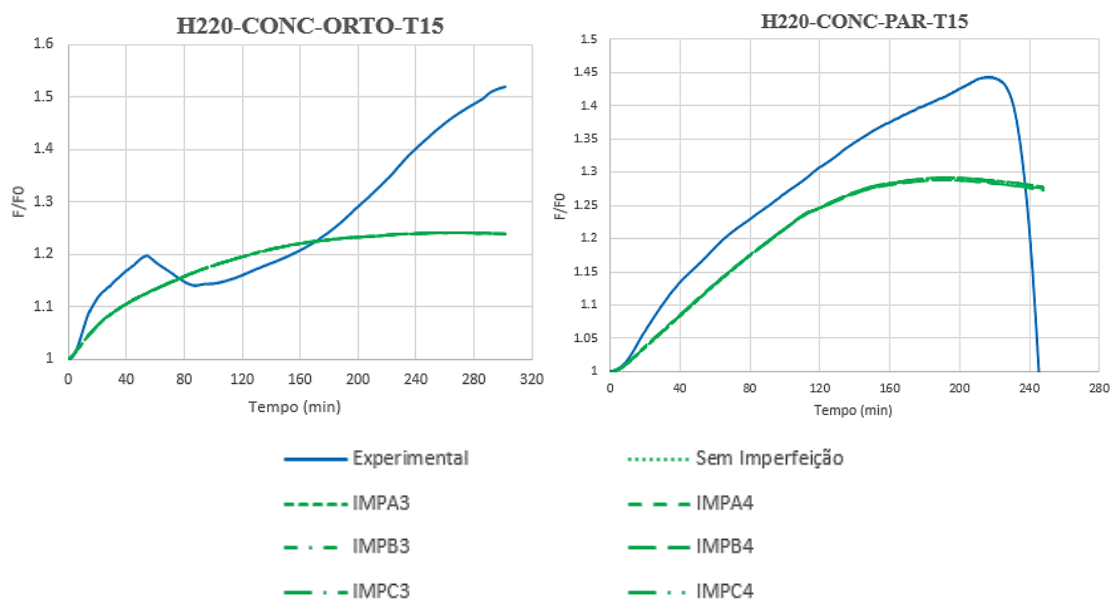
Assim como observado para o pilar misto isolado, verificou-se que a grandeza em questão não influencia no comportamento termoestrutural dos pilares mistos de aço e concreto inseridos em paredes, de modo que esse parâmetro não foi adotado para a validação dos modelos dessa pesquisa.

Figura AP.A.2-Calibração numérica da imperfeição geométrica inicial para os pilares mistos H220-CONC-ORTO-T11 e H220-CONC-PAR-T11



Fonte: A própria autora.

Figura AP.A.3- Calibração numérica da imperfeição geométrica inicial para os pilares mistos H220-CONC-ORTO-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

AP.A.1.1.2 Rigidez axial das molas presentes na lateral das paredes

A Tabela AP.A.3 traz os valores das forças máximas e deslocamentos axiais avaliados para a representação do comportamento elastoplástico da mola para os pilares H220-CONC-ORT-T11 e H220-CONC-PAR-T11. A partir disso, definiu-se a rigidez desse elemento a partir da razão entre a força e seu respectivo deslocamento.

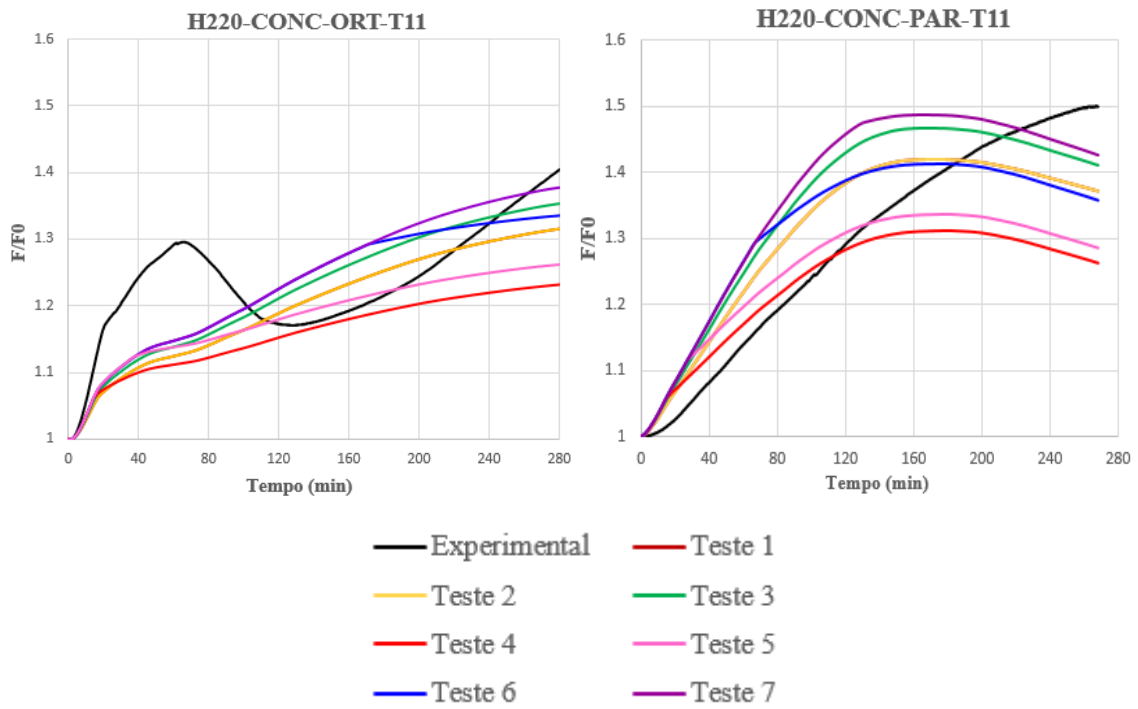
A Figura AP.A.4 ilustra os resultados dos sete testes realizados para os pilares mistos de aço e concreto com paredes de 11 cm. Em relação aos resultados numéricos, observa-se que as curvas correspondente a rigidez axial de 60 kN/mm e 100 kN/mm (teste 3 e 7) esteve mais próximo do pico da curva experimental. No entanto, será adotado para essa pesquisa os valores do teste 7, por melhor representar ambos os modelos representados.

Tabela AP.A.3- Parâmetros utilizados na calibração numérica das molas axiais das paredes para os pilares H220-CONC-ORT-T11 e H220-CONC-PAR-T11

Teste	Força (kN)	Rigidez axial (kN/mm)	Deslocamento axial (mm)
1	60	30	2
2	150	30	5
3	120	60	2
4	10	90	0,11
5	20	100	0,2
6	50	100	0,5
7	80	100	0,8

Fonte: A própria autora.

Figura AP.A.4 – Calibração numérica da mola presente nas paredes dos pilares H220-CONC-ORT-T11 e H220-CONC-PAR-T11



Fonte: A própria autora.

Para a calibração numérica da mola presente nas paredes dos pilares H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15, houve a necessidade de mudança dos valores mostrados na Tabela AP.A.3, uma vez que Simões (2018) sinalizou em seu estudo um valor de rigidez de 180 kN/mm, para a parede com espessura igual a 15 cm, porém naquele caso para pilares metálicos. Dessa forma, para esses elementos estruturais os testes de calibração variou-se a força axial máxima, como consta na Tabela AP.B.4.

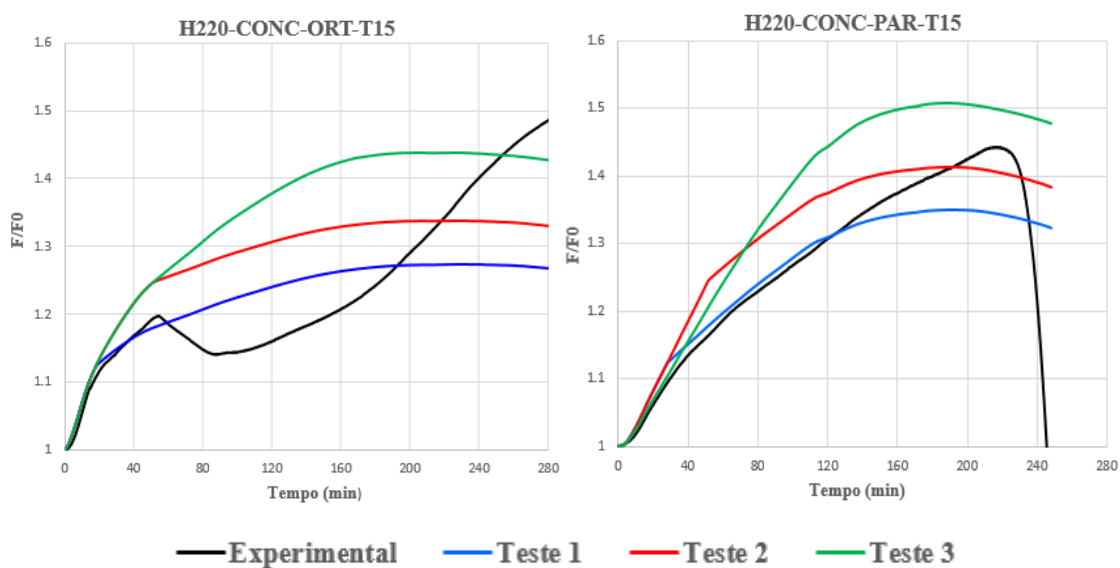
Tabela AP.A.4- Parâmetros utilizados na calibração numérica das molas axiais das paredes para os pilares H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15

Teste	Força (kN)	Rigidez axial (kN/mm)	Deslocamento axial (mm)
1	25	180	0,14
2	50	180	0,28
3	90	180	0,50

Fonte: A própria autora.

A Figura AP.A.5 traz os resultados dos testes da calibração realizados para os pilares H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15.

Figura AP.A.5- Calibração numérica da mola presente nas paredes dos pilares formados pelos perfis H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

A análise gráfica permite identificar que houve uma redução da força necessária para representar o ensaio experimental desses elementos estruturais. Uma vez que a presença do concreto torna o conjunto pilar-parede mais rígido, logo, a parede é menos requisita para resistir aos esforços e deslocamentos gerados. A partir disso, observa-se por meio da Figura AP.A.5 que o teste 2 foi aquele que proporcionou os melhores resultados para ambos os modelos representados, e, portanto, os parâmetros correspondentes a esse teste serão utilizados para a validação dos mesmos.

APENDICE B

AP.B.1 DETERMINAÇÃO DA CAPACIDADE DE CARGA E RIGIDEZ AXIAL DOS PILARES MISTOS DE AÇO E CONCRETO

AP.B.1.1 CAPACIDADE DE CARGA

AP.B.1.1.1 Método de cálculo da carga última de elementos comprimidos

De acordo com Anexo P da ABNT NBR 8800 (2008), a força axial resistente de compressão de um pilar, N_{Rd} , é dada por:

$$N_{Rd} = \chi N_{pl,Rd} \quad (\text{AP.B.1})$$

Onde:

χ – fator de redução associado à resistência à compressão;

$N_{pl,Rd}$ – é a força axial de compressão resistente de cálculo da seção transversal à plastificação total;

AP.B.1.1.1.1 Fator de redução χ

O cálculo do fator de redução χ é função do índice de esbeltez reduzido definido pela letra grega $\lambda_{0,m}$. A seguir, são mostradas as equações necessárias para o cálculo desse parâmetro.

$$\text{Para } \lambda_{0,m} \leq 1,5: \chi = 0,658 \lambda_{0,m}^2 \quad (\text{AP.B.2})$$

$$\text{Para } \lambda_{0,m} > 1,5: \chi = \frac{0,877}{\lambda_{0,m}^2} \quad (\text{AP.B.3})$$

Sendo:

$$\lambda_{0,m} = \sqrt{\frac{\chi (f_y A_a + \alpha f_{ck} A_c + f_{ys} A_s)}{N_e}} \quad (\text{AP.B.4})$$

Onde:

N_e - é a força axial de flambagem elástica;

f_y - resistência ao escoamento do aço (355 Mpa);

f_{ck} - resistência característica do concreto à compressão;

f_{ys} - resistência ao escoamento do aço da armadura;

A_a - é a área da seção transversal do perfil de aço;

A_c - é a área da seção transversal do concreto não-fissurado;

A_s - é a área da seção transversal da armadura do concreto;

α - coeficiente igual a 0,95 para seções tubulares circulares preenchidas com concreto e 0,85 para as demais seções.

A carga de flambagem elástica é definida no anexo P desse mesma norma, definida pela equação a seguir.

$$N_e = \frac{\pi^2 (EI)_e}{(KL)^2} \quad (\text{AP.B.5})$$

Sendo,

KL - é o comprimento de flambagem por flexão (adota-se nessa pesquisa $K=0,7$);

$(EI)_e$ - é a rigidez efetiva à flexão na seção transversal mista, dada em AP.B.6.

A rigidez efetiva à flexão é dada por:

$$(EI)_e = E_a I_a + 0,6 E_{c,red} I_c + E_s I_s \quad (\text{AP.B.6})$$

Onde:

I_a - é o momento de inércia da seção transversal do perfil de aço;

I_c - é o momento de inércia da seção transversal do concreto não-fissurado;

I_s - é o momento de inércia da seção transversal da armadura do concreto;

E_a - é o modulo de elasticidade do aço estrutural;

$E_{c,red}$ - é o modulo de elasticidade reduzido do concreto, dado em AP.C.7;

E_s - é o modulo de elasticidade do aço da armadura.

$$E_{c,red} = 9,5(f_{ck} + 8)^{1/3} \quad (\text{AP.B.7})$$

AP.C.1.1.1.2 Força axial de compressão resistente de cálculo à plastificação total

É dada pela soma das forças axiais resistentes de cálculo de seus componentes, perfil de aço, concreto e armadura longitudinal.

$$N_{pl,Rd} = N_{pl,a,Rd} + N_{pl,c,Rd} + N_{pl,s,Rd} \quad (\text{AP.B.8})$$

Com:

$$N_{pl,a,Rd} = f_{yd}A_a$$

$$N_{pl,c,Rd} = f_{cd1}A_c$$

$$N_{pl,s,Rd} = f_{sd}A_s$$

Sendo:

f_{yd} - resistência de cálculo ao escoamento do aço;

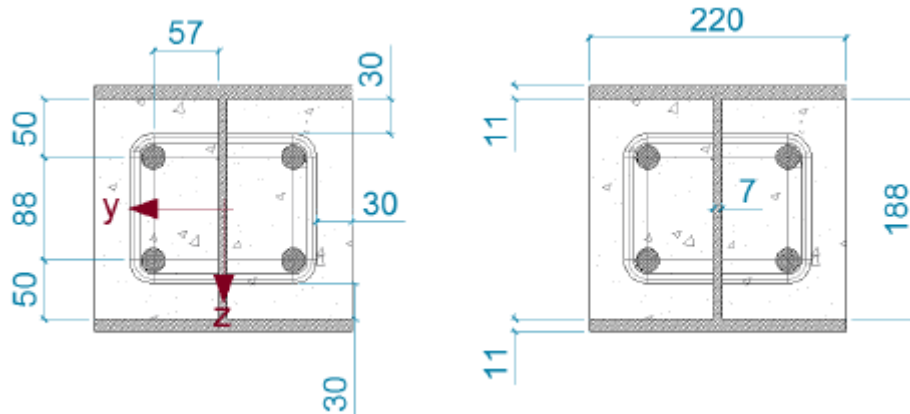
f_{cd1} - é igual ao produto αf_{cd} ;

f_{sd} - resistência de cálculo ao escoamento do aço da armadura.

AP.B.1.1.2 Pilar mistos perfil HEA220

A Figura AP.C.1 traz todas as dimensões das seções transversais dos pilares mistos formados pelo perfil H220.

Figura AP.B.1- Dimensões dos pilares mistos de aço e concreto



Fonte: Rocha (2016)

Para determinar a capacidade de carga de um pilar misto de aço e concreto é necessário definir alguns parâmetros relacionados à seção transversal, demonstrados a seguir.

- **Momentos de Inércia**

Perfil Metálico

$$I_{ay} = 5410 \text{ cm}^4 \quad (\text{AP.B.9})$$

$$I_{az} = 1950 \text{ cm}^4 \quad (\text{AP.B.10})$$

Revestimento de Concreto

$$I_{cy} = 2 \left(\frac{106,5 \cdot 188^3}{12} \right) = 117942928 \text{ mm}^4 \quad (\text{AP.B.11})$$

$$I_{cz} = 2 \left[\left(\frac{188 \cdot 106,5^3}{12} \right) + (188 \cdot 106,5) \cdot \left(\frac{106,5 + 7}{2} \right)^2 \right] \quad (\text{AP.B.12})$$

$$I_{cz} = 166813293 \text{ mm}^4$$

Armaduras

$$I_{sy} = 4 \left[\left(\frac{\pi \cdot 10^4}{4} \right) + \pi \cdot 10^2 \cdot 44^2 \right] = 2464265 \text{ mm}^4 \quad (\text{AP.B.13})$$

$$I_{sz} = 4 \left[\left(\frac{\pi \cdot 10^4}{4} \right) + \pi \cdot 10^2 \cdot 60^2 \right] = 4555309 \text{ mm}^4 \quad (\text{AP.B.14})$$

- **Rigidez Efetiva $(EI)_e$**

$$E_a = 210000 \text{ MPa} \quad (\text{AP.B.15})$$

$$E_{c,red} = 9,5(f_{ck} + 8)^{1/3} = 9,5(30 + 8)^{1/3} = 31938 \text{ MPa} \quad (\text{AP.B.16})$$

$$(EI)_{e,y} = 210000 \times 5410 \times 10^4 + 0,6 \times 31938 \times 117942928 + 210000 \times 2464265$$

$$(EI)_{e,y} = 1,41 \times 10^{13} \text{ N.mm}^2 \quad (\text{AP.B.17})$$

$$(EI)_{e,z} = 1950 \times 10^4 \times 210000 + 0,6 \times 166813293 \times 31938 + 4555309 \times 210000$$

$$(EI)_{e,z} = 8,25 \times 10^{12} \text{ N.mm}^2 \quad (\text{AP.B.18})$$

- **Força axial de flambagem elástica (N_e)**

$$k_z = 0,7$$

$$N_{e,z} = \frac{\pi^2(8,25 \times 10^{12})}{(0,7 \times 3600)^2} = 12819 \text{ kN} \quad (\text{AP.B.19})$$

Conforme explicado em Rocha (2016), o comprimento do pilar (L) que equivale a 3600mm, corresponde à altura do perfil somada a instrumentação localizada nas extremidades do elementos estrutural.

- **Índice de esbeltez reduzido ($\lambda_{0,m}$)**

$$A_a = 6430 \text{ mm}^2 \quad (\text{AP.B.20})$$

$$A_c = 188 \times 106,5 \times 2 = 4004,4 \text{ mm}^2 \quad (\text{AP.B.21})$$

$$A_s = 4 \times \pi \times 10^2 = 1256,63 \text{ mm}^2 \quad (\text{AP.B.22})$$

$$N_{pl,R} = 355 \times 6430 + 0,85 \times 30 \times 4004,4 + 435 \times 1256,63 \quad (\text{AP.B.23})$$

$$N_{pl,R} = 2839 \text{ kN} \quad (\text{AP.B.24})$$

$$\lambda_{0,m} = \sqrt{\frac{2839}{12819}} = 0,471 \quad (\text{AP.B.25})$$

$$N_{pl,Rd} = \frac{355 \times 6430}{1,10} + \frac{0,85 \times 30 \times 4004,4}{1,4} + \frac{1256,63 \times 435}{1,15} \quad (\text{AP.B.26})$$

$$N_{pl,Rd} = 3279,8 \text{ kN}$$

- **Fator de redução (χ)**

$$\chi = 0,658^{0,471^2} = 0,911 \quad (\text{AP.B.27})$$

- **Força axial de compressão resistente (N_{Rd})**

$$N_{Rd} = 0,911 \times 3279,8 = \mathbf{2989 \text{ kN}} \quad (\text{AP.B.28})$$

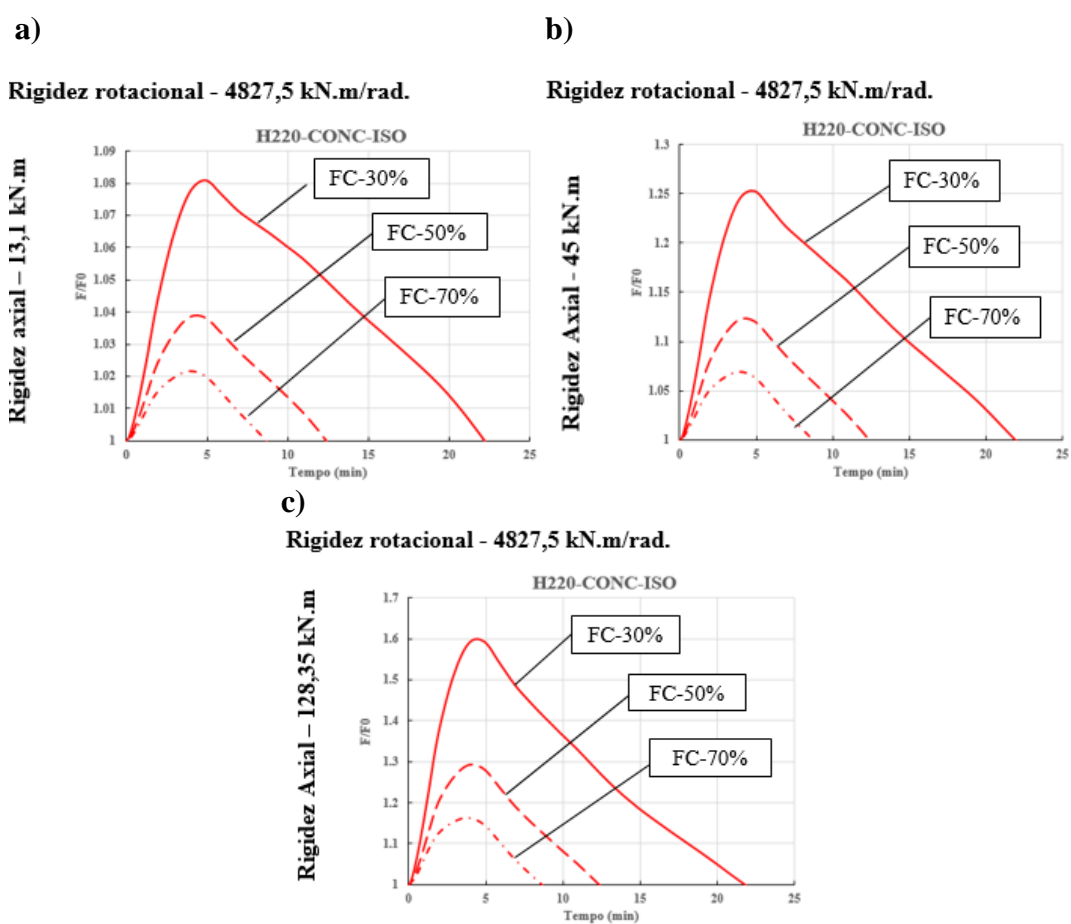
APENDICE C

AP.C.1 RESULTADOS COMPLEMENTARES DAS ANÁLISES PARAMÉTRICAS

AP.C.1.1 PILAR ISOLADO

AP.C.1.1.1 Influência do fator de carga

Figura AP.C.1- Influência do fator de carga no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado

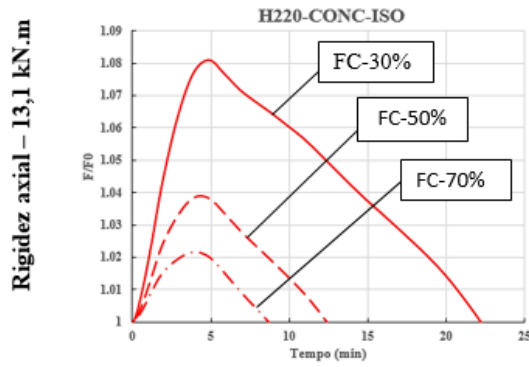


Fonte: A própria autora.

Figura AP.C.2- Influência do fator de carga no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado

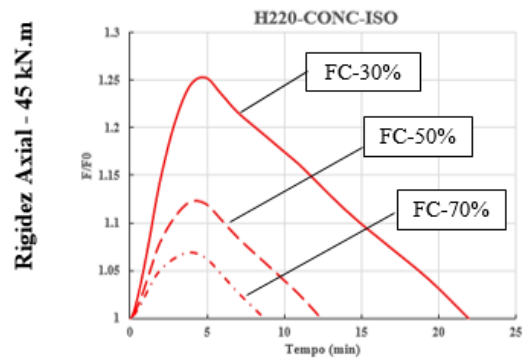
a)

Rigidez rotacional – 5622,0 kN.m/rad.



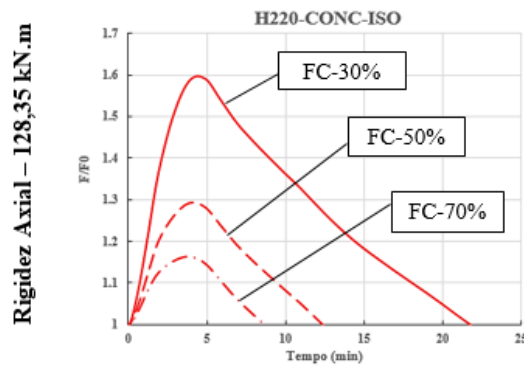
b)

Rigidez rotacional – 5622,0 kN.m/rad.



c)

Rigidez rotacional – 5622,0 kN.m/rad.



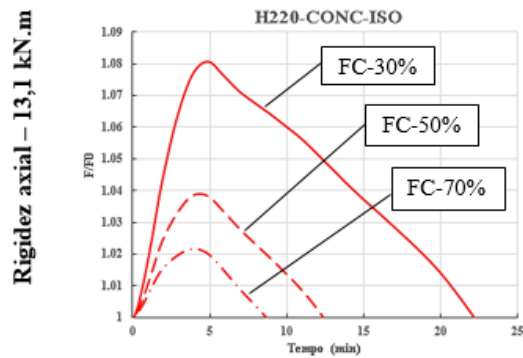
Fonte: A própria autora.

Apêndice C – Resultados Complementares das Análises Paramétricas

Figura AP.C.3- Influência do fator de carga no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado

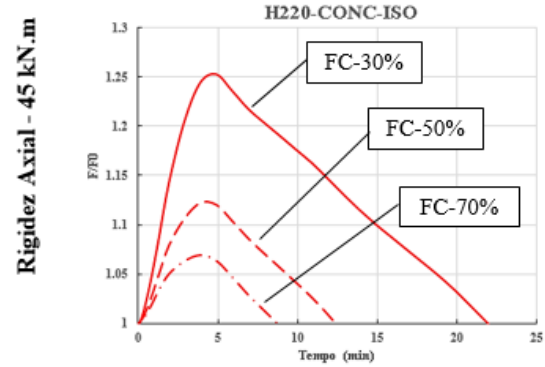
a)

Rigidez rotacional – 7844,0 kN.m/rad.



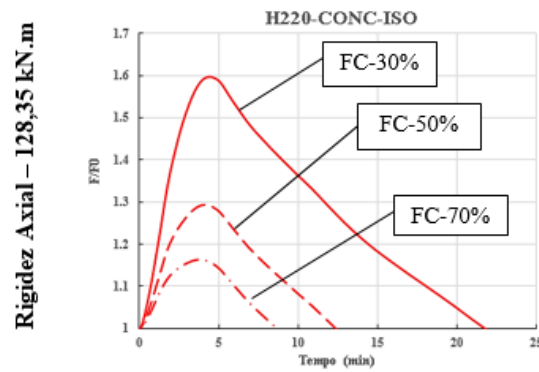
b)

Rigidez rotacional – 7844,0 kN.m/rad.



c)

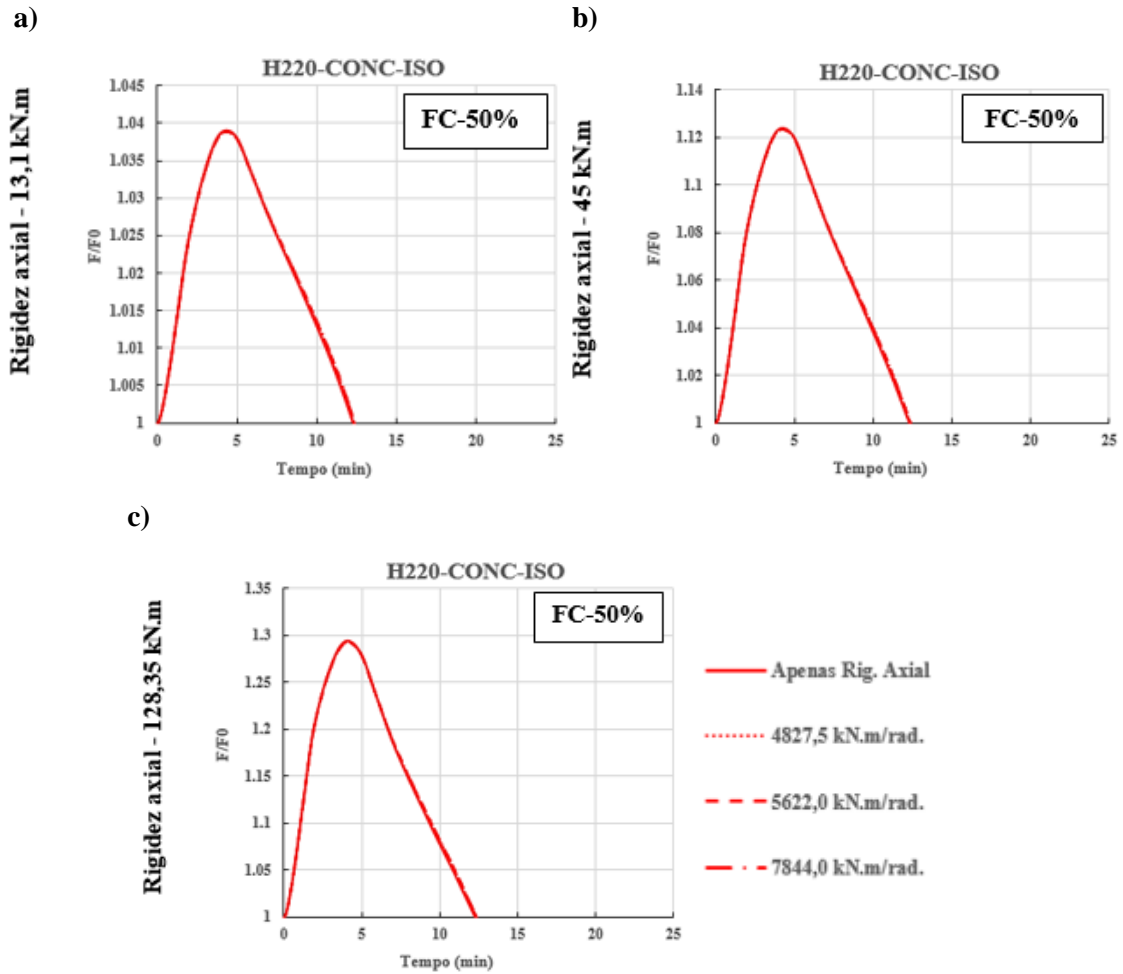
Rigidez rotacional – 7844,0 kN.m/rad.



Fonte: A própria autora.

AP.C.1.1.2 Influência da rigidez rotacional

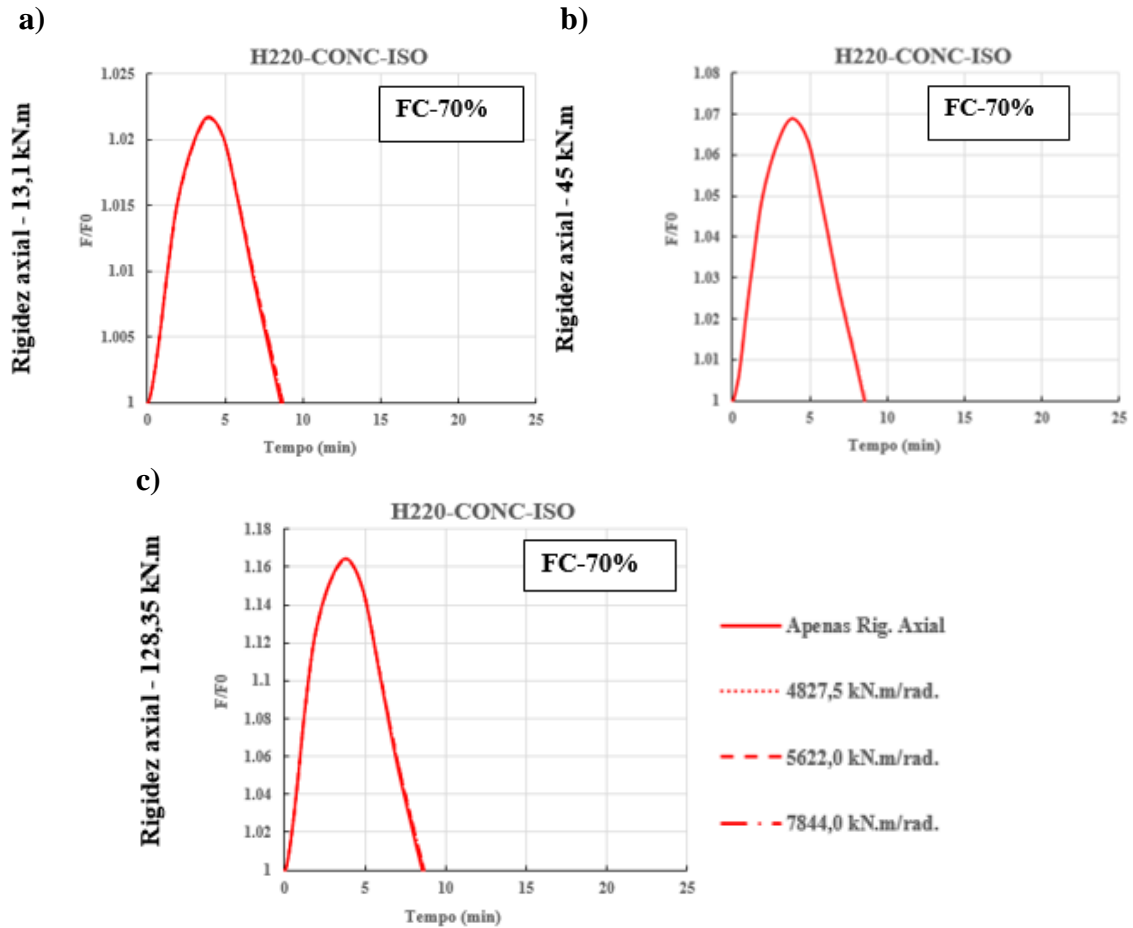
Figura AP.C.4- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado



Fonte: A própria autora.

Apêndice C – Resultados Complementares das Análises Paramétricas

Figura AP.C.5- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado



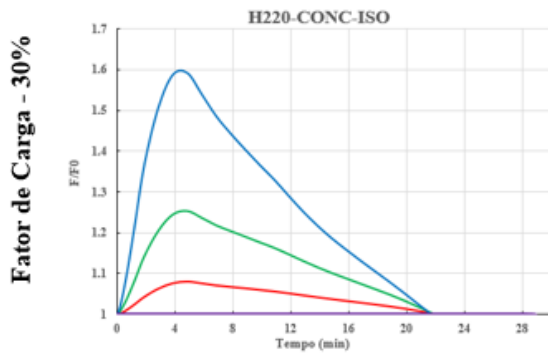
Fonte: A própria autora.

AP.C.1.1.3 Influência da restrição axial

Figura AP.C.6- Influência do nível de rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado

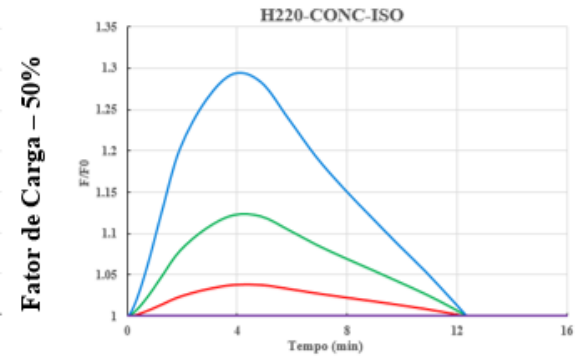
a)

Rigidez rotacional - 4827,5 kN.m/rad.



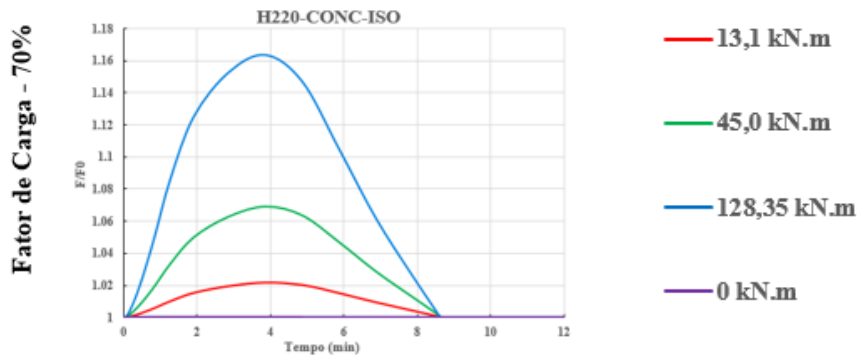
b)

Rigidez rotacional - 4827,5 kN.m/rad.



c)

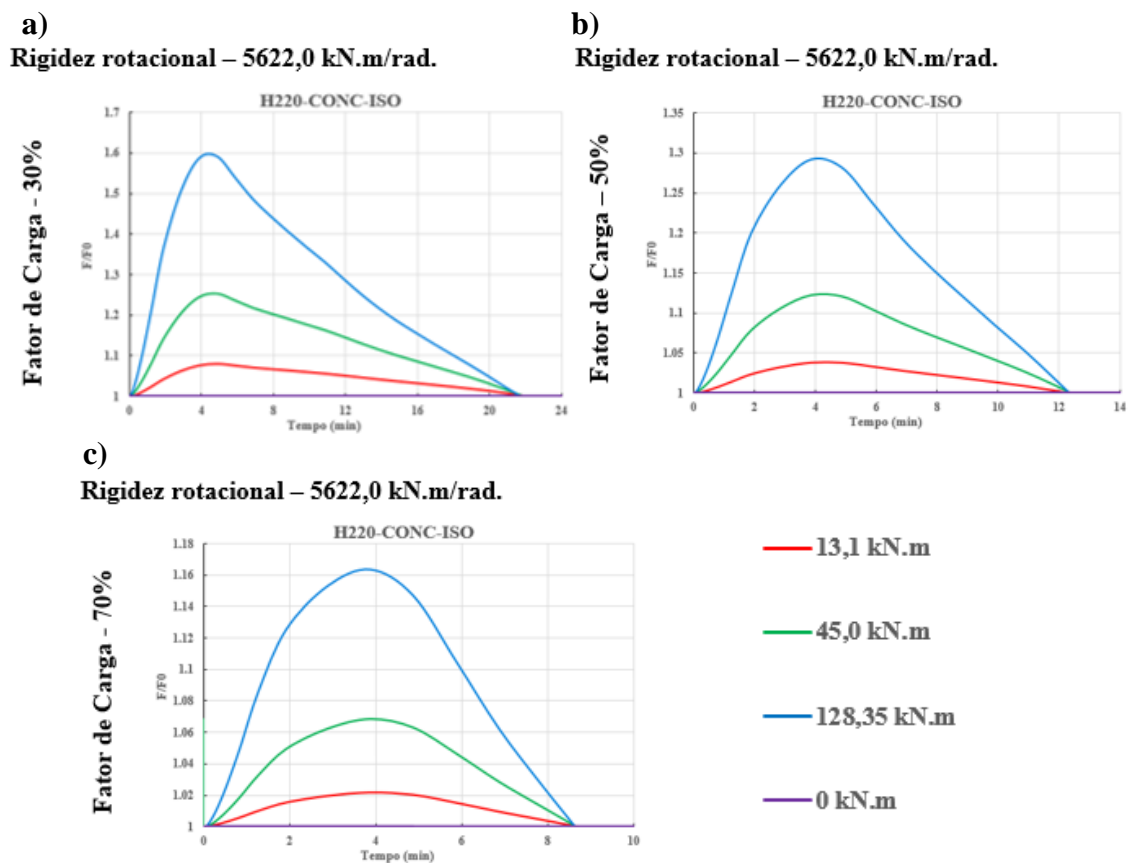
Rigidez rotacional - 4827,5 kN.m/rad.



Fonte: A própria autora.

Apêndice C – Resultados Complementares das Análises Paramétricas

Figura AP.C.7- Influência do nível de rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos de aço e concreto isolado

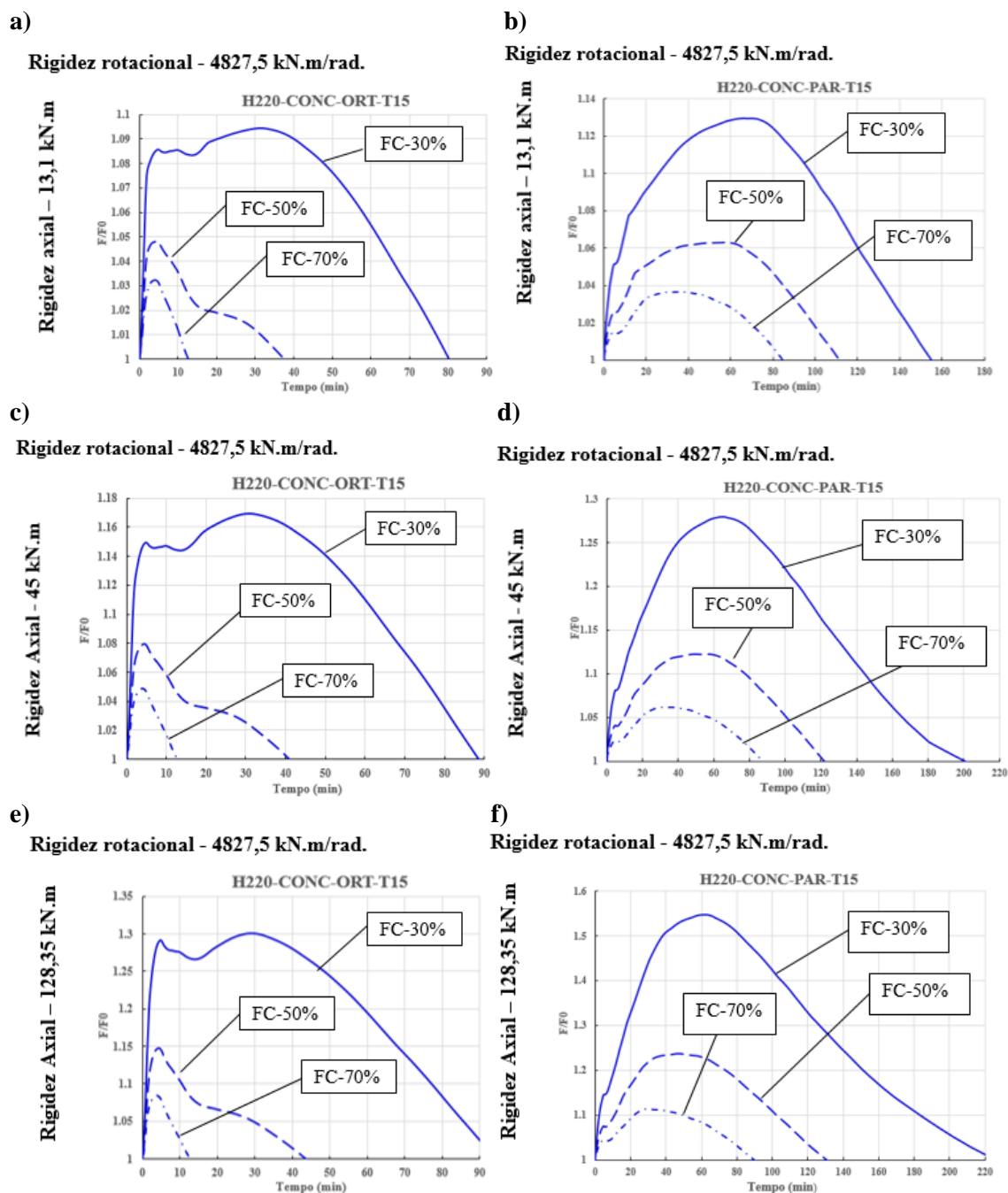


Fonte: A própria autora.

AP.C.1.2 PILARES INSERIDOS EM PAREDES

AP.C.1.2.1 Influência do fator de carga

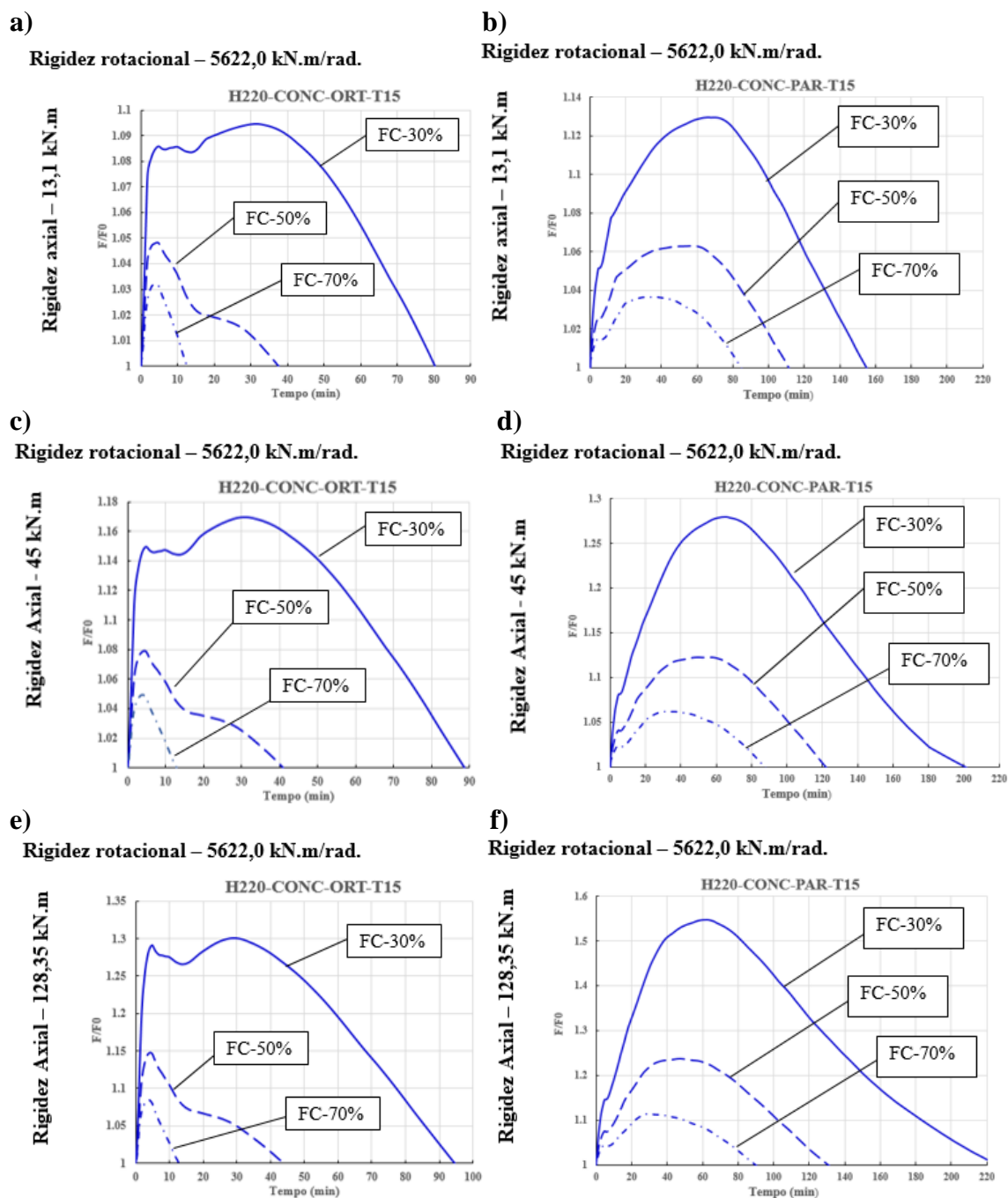
Figura AP.C.8- Influência da variação do fator de carga no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

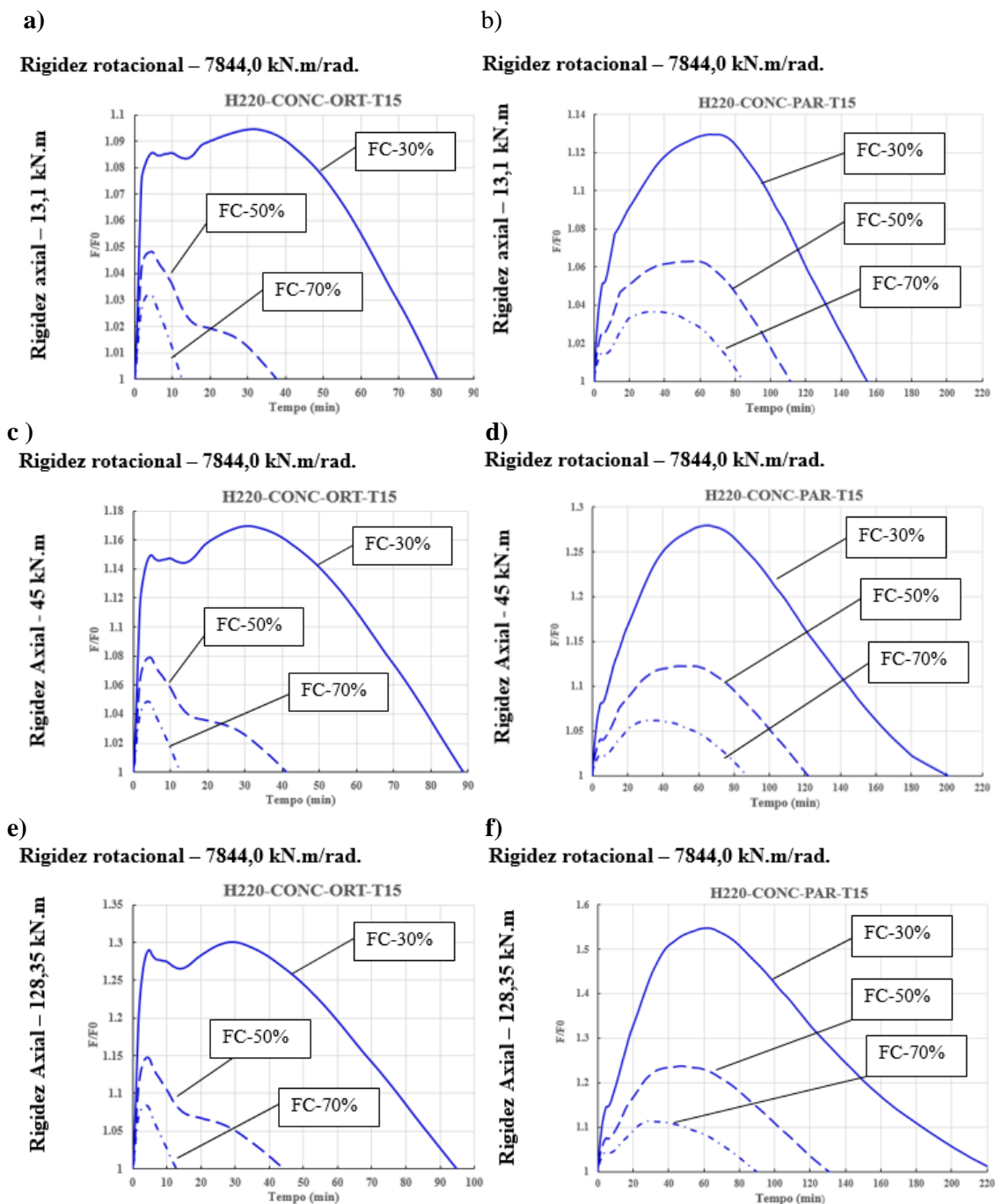
Apêndice C – Resultados Complementares das Análises Paramétricas

Figura AP.C.9- Influência da variação do fator de carga no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

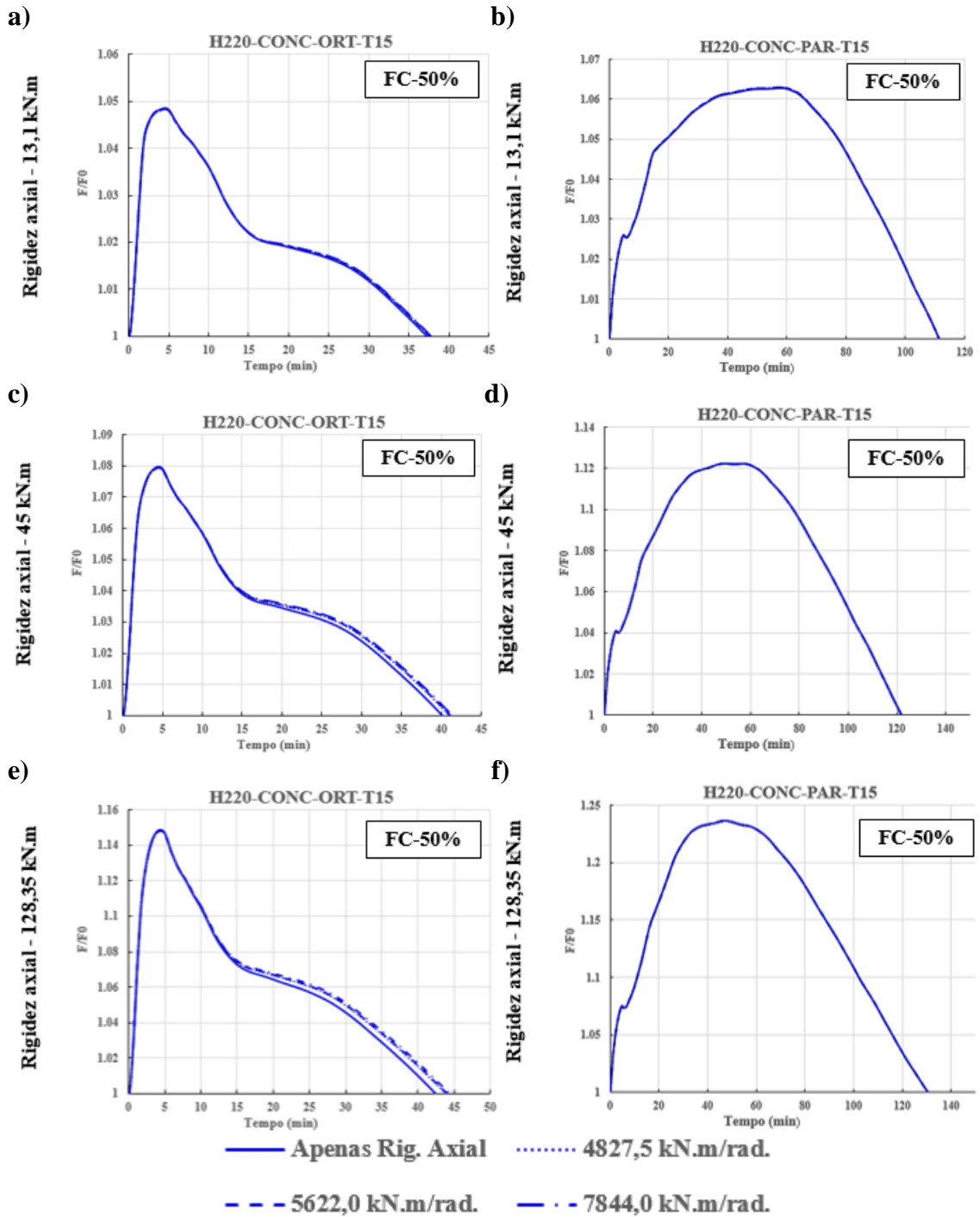
Figura AP.C.10- Influência da variação do fator de carga no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

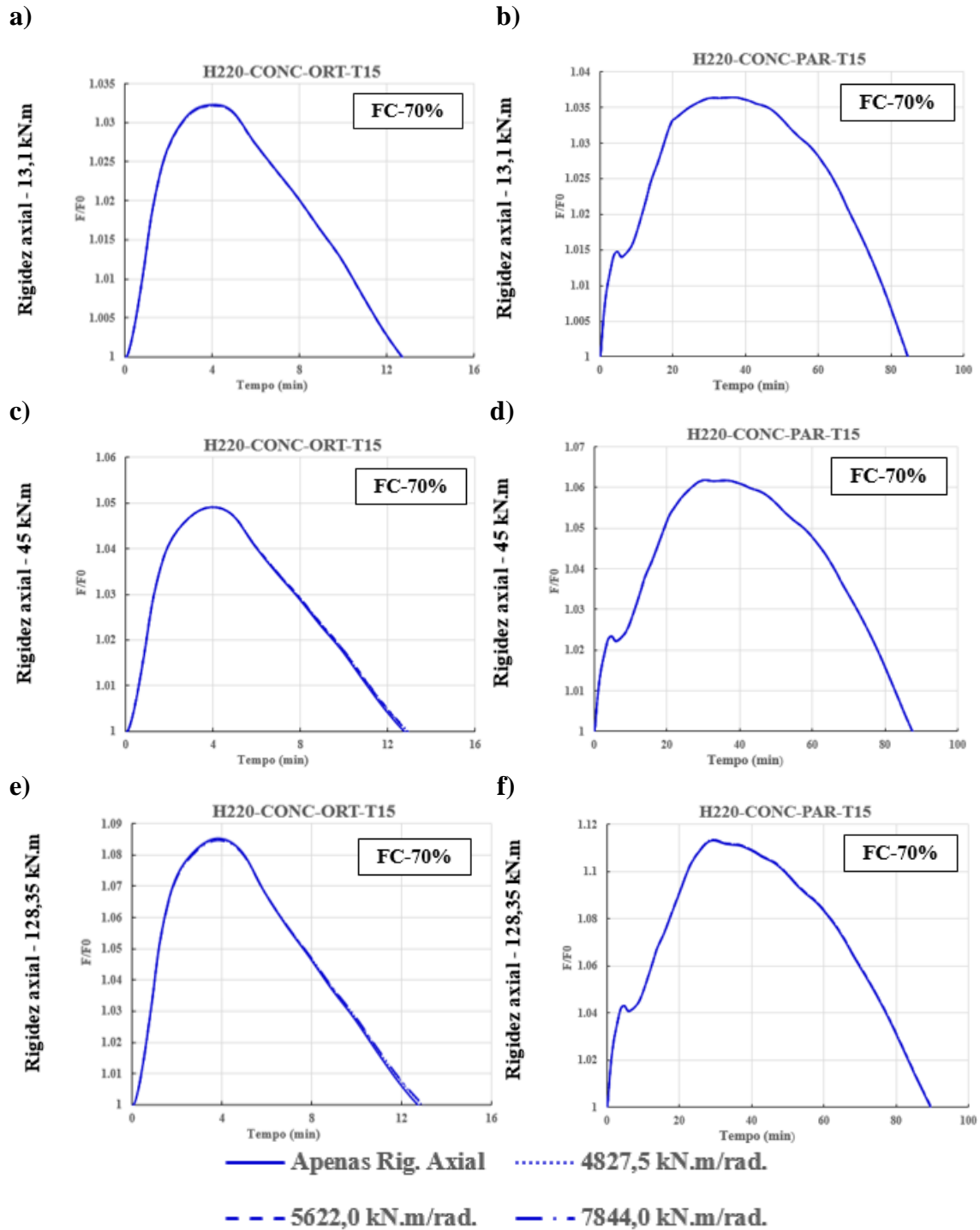
AP.C.1.2.2 Influência da rigidez rotacional

Figura AP.C.11- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

Figura AP.C.12- Influência do nível de rigidez rotacional no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes

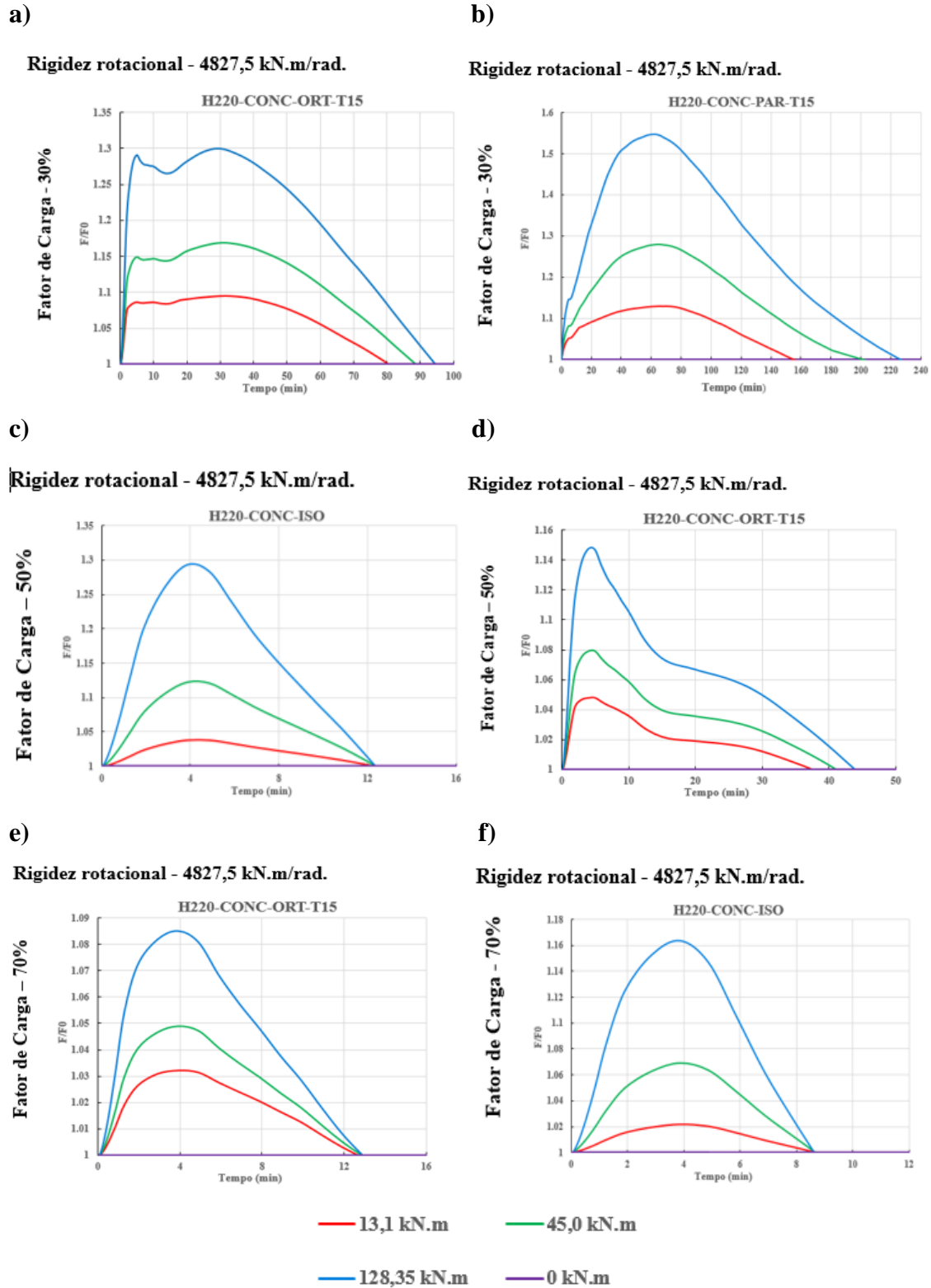


Fonte: A própria autora.

AP.C.1.2.3 Influência da restrição axial

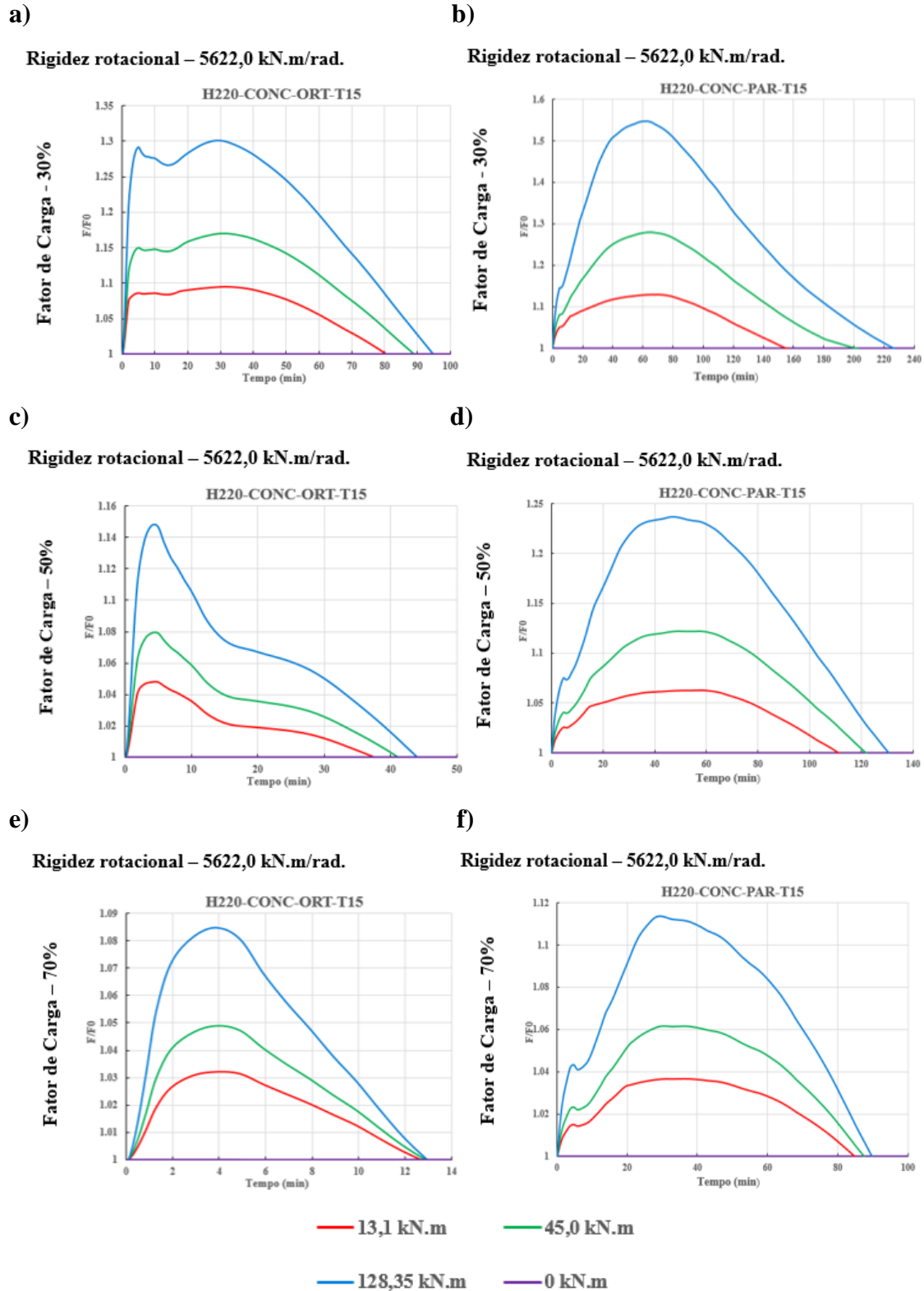
Apêndice C – Resultados Complementares das Análises Paramétricas

Figura AP.C.13- Influência da rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



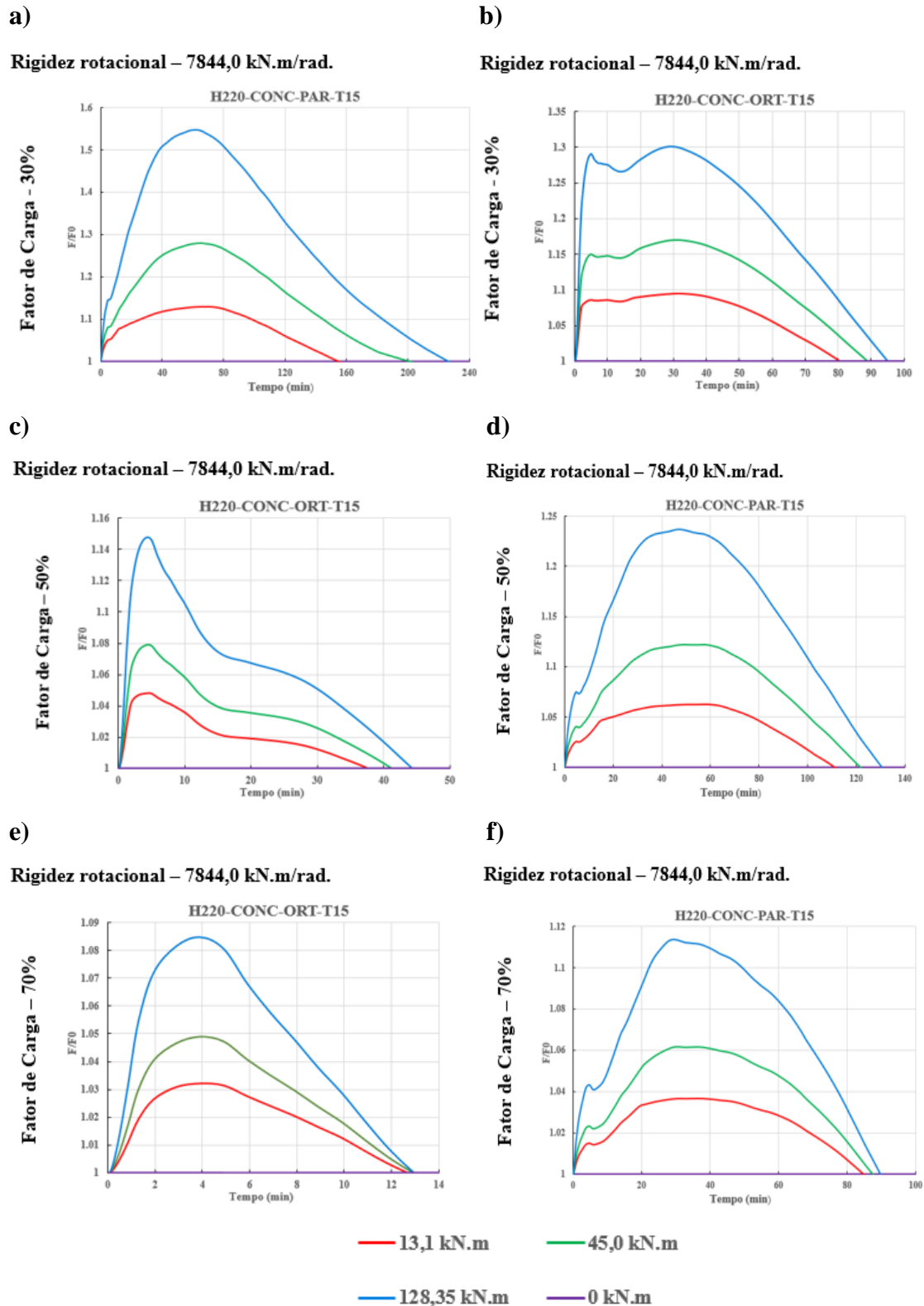
Fonte: A própria autora.

Figura AP.C.14- Influência da rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora.

Figura AP.C.15- Influência da rigidez axial no desenvolvimento das forças axiais para pilar mistos inseridos em paredes H220-CONC-ORT-T15 e H220-CONC-PAR-T15



Fonte: A própria autora

ANEXO A

AN.A.1 MECANISMOS DE TRANSFERÊNCIA DE CALOR

De acordo com Wang (2002), é cada vez mais frequente a utilização ensaios experimentais e modelagens numéricas para tratar os problemas envolvendo a análise da transferência de calor em estruturas submetidas a incêndio, devido a sua complexidade as soluções analíticas se tornam inviáveis.

A transmissão de calor pode ser definida como sendo o processo de transferência de calor ou energia térmica, seja por condução, convecção ou radiação, que ocorre a partir diferença de temperatura entre os corpos. Não necessita de qualquer suporte material, sendo o calor transmitido através da radiação eletromagnética (REAL, 2003). Na Figura AN.A.1 estão indicadas as três formas de ocorrência da transferência de calor, que podem ocorrer de forma simultânea ou separada.

Figura AN.A.1 - Representação dos três mecanismos de transferência de calor



Fonte: Azevedo (2005).

- Condução

A condução é um mecanismo de transferência de calor em que a energia é transmitida de um corpo com maior energia cinética para outro com menor energia cinética, através de colisões moleculares dentro de um meio ou entre meios diferentes em contato físico direto. De acordo com AZEVEDO (2010), o conhecimento da condução é importante fator no estudo das seguintes situações: ignição de sólidos e na resistência ao fogo de elementos estruturais.

A lei de Fourier é indicada na Equação AN.A.1, e descreve o mecanismo de condução unidimensional em regime permanente, ou seja, a temperatura não varia com o tempo.

$$\dot{Q}_k = \lambda A \left(-\frac{d\theta}{dx} \right) \quad (\text{AN.A.1})$$

Onde:

\dot{Q}_k - É o fluxo de calor por condução (W);

λ - É a condutividade térmica do material (W/m°C);

A - É a área da seção atravessada pelo calor (m²);

$d\theta/dx$ - É o gradiente de temperatura;

θ - É a temperatura em qualquer parte da parede;

x - É a espessura da parede na direção do fluxo de calor.

Entretanto, no caso de um incêndio o fluxo de calor é transitório, ou não-permanente, pois a temperatura em vários pontos varia com tempo. Essa situação aplica-se a primeira Lei da Termodinâmica, com a Equação AN.A.1 modificada para temperaturas variáveis, conforme Equação AN.A.2.

$$\rho c \frac{d\theta}{dt} = \frac{d}{dx} \left(\lambda \frac{d\theta}{dx} \right) \quad (\text{AN.A.2})$$

Onde,

ρ - É a massa específica do material (kg/m³);

c - É o calor específico do material (J/kg°C);

λ - É a condutividade térmica do material (W/m°C).

- Convecção

Segundo Silva (2012), a convecção é um mecanismo pelo qual a troca de calor envolve a movimentação de mistura de fluido, com destaque entre sólidos e fluidos, ambos com temperaturas distintas. Ao se movimentarem no ambiente em chamas tocam as estruturas e as transferem calor, chamado fluxo convectivo.

No compartimento incendiado a transferência de calor por convecção é responsável pelo transporte ascendente da fumaça e na permanência dos gases quentes no teto ou para fora das janelas (BUBACH, 2016).

De acordo com Kreith (1977), o cientista inglês Isaac Newton em 1701 propôs uma relação que permite calcular o calor transmitido por unidade de tempo por convecção entre uma superfície e um fluido, como mostrado na equação a seguir.

$$\dot{Q}_c = \alpha_c A (\theta_g - \theta_a) \quad (\text{AN.A.3})$$

Sendo,

\dot{Q}_c - É o fluxo de calor por convecção (W);

α_c - É o coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m² °C);

A - É a área da seção atravessada pelo calor (m²);

θ_g - É a temperatura dos gases quentes (°C);

θ_a - É a temperatura da placa de aço (°C).

O coeficiente de transferência de calor por convecção é influenciado pela: velocidade do fluxo, geometria da superfície, propriedades físicas do fluido e da temperatura. Nesse sentido, quando considerado o incêndio-padrão o Eurocode 4 indica

o valor de 25 W/m² °C para o coeficiente de transferência de calor por convecção, devido à complexidade de avaliá-lo.

- Radiação

O processo de radiação ocorre entre corpos que estão separados no espaço, uma vez que o calor flui na forma de ondas eletromagnéticas, decorre de um corpo com alta temperatura para outro com baixa temperatura (KREITH, 1977).

Silva (2012) afirma que em ambiente compartimentado a transferência de calor por radiação, é resultante dos gases quentes, das chamas e das paredes aquecidas. Entretanto, a radiação proveniente dos gases será predominante caso a fumaça possuir grande densidade de fuligem decorrente da combustão incompleta dos materiais combustíveis do compartimento.

A quantidade de energia que pode ser irradiada por uma superfície é definida pela lei de Stephan-Boltzmann. A componente do fluxo de calor por radiação é determinada pela expressão NA.A.4:

$$\dot{Q}_r = \phi \varepsilon_f \varepsilon_m \sigma [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad (\text{AN.A.4})$$

Onde:

\dot{Q}_r - É o fluxo de calor por convecção (W);

ϕ - representa o fator de forma;

ε_f -é a emissividade do fogo;

ε_m - é a emissividade da superfície do elemento;

σ - é a constante de Stephan-Boltzmann, cujo valor é de 5,67 x 10⁻⁸ (W/m² °C);

θ_r - é a temperatura de radiação efetiva do ambiente de incêndio (°C);

θ_m - é a temperatura da superfície do elemento exposto ao fogo (°C).

O valor para a emissividade do aço e do concreto é dado por $\varepsilon_m = 0,7$, para as chamas o valor da emissividade é $\varepsilon_f = 1,0$. O fator de forma ϕ pode ser considerado igual a 1,0 quando não for especificado

ANEXO B

AN.B.1 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO CONCRETO E DO AÇO

AN.B.1.1 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO CONCRETO

A seguir serão apresentadas as propriedades térmicas do concreto que serão utilizadas para desenvolver os modelos numéricos desta pesquisa, conforme prescrito pelas normas brasileiras ABNT NBR 14323 (2013), que seguem basicamente a mesma formulação do Eurocode 4 Parte 1-2 (2005).

AN.B.1.1.1 Alongamento

O alongamento é a propriedade que mede a deformação do material. A norma brasileira traz as mesmas equações para a determinação do alongamento, para concretos com agregados silicosos que o Eurocode 4 Parte 1-2, dado por:

$$\frac{\Delta l}{l} = -1,8 \times 10^{-4} + 9 \times 10^{-6} \theta_c + 2,3 \times 10^{-11} \theta_c^3, 20^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 700^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.1})$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 14 \times 10^{-3}, 700^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 1200^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.2})$$

Onde, θ_c é a temperatura do concreto.

Esta norma não faz referência aos concretos calcários, porém, o Eurocode 2 Parte 1-2 remete aos mesmos e traz duas equações para eles:

$$\frac{\Delta l}{l} = -1,2 \times 10^{-4} + 6 \times 10^{-6} \theta_c + 1,4 \times 10^{-11} \theta_c^3, 20^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 805^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.3})$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 12 \times 10^{-3}, 805^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 1200^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.4})$$

Ambas normas ainda permitem uma equação simplificada para o alongamento, de modo a considerar a variação com a temperatura desta propriedade de forma linear:

$$\frac{\Delta l}{l} = 18 \times 10^{-3} (\theta_c - 20) \quad (\text{AN.B.5})$$

AN.B.1.1.2 Calor Específico

Propriedade definida como a quantidade de energia necessária para que 1 g de um dado corpo altere sua temperatura em 1°C. O concreto possui água em sua microestrutura, o que dificulta a definição desta propriedade, então duas análises são feitas. A primeira: quando se considera umidade igual 0% e segunda, quando a mesma varia.

Quando a umidade é de 0%, a norma brasileira traz equações similares ao Eurocode 2 Parte 1-2 descritas abaixo:

$$c_c = 900, 20^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 100^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.6})$$

$$c_c = 900 + (\theta_c - 100), 100^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 200^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.7})$$

$$c_c = 1000 + (\theta_c - 200)/2, 200^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 400^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.8})$$

$$c_c = 1100, 400^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 1200^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.9})$$

De acordo com Rocha (2012), são adotados métodos simplificados para levar em consideração a água presente no concreto. Soma-se ao calor específico do material, a energia necessária para evaporação da água. Afirma-se ainda que existe um pico deste valor a 100°C até 115°C até que o mesmo começa a decair até os valores das equações 26 a 29, em torno de 200°C.

Neste ponto, a norma brasileira permite que se leve em consideração um valor constante para o calor específico de:

$$c_{p,top} = 1470 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}, \text{ para umidade de 1,5\% em peso}$$

$$c_{p,top} = 2020 \text{ J/kg } ^\circ\text{C}, \text{ para umidade de 3,0\% em peso}$$

Anexo B – Propriedades Térmicas do aço e do concreto

O Eurocode citado ainda traz o valor quando a umidade é de 10%, sendo que o valor de pico será 5600 J/kg °C. Se a umidade não for especificada, não se deve tomar valores maiores que 4%.

As normas permitem admitir esta propriedade independente da temperatura com valor igual a 1000 J/kg °C.

AN.B.1.1.3 Condutividade térmica

Esta propriedade caracteriza o potencial térmico de um material, ou seja, o quanto ele é capaz de conduzir calor. O Eurocode 4 Parte 1-2 apresenta duas expressões que caracterizam o limite inferior e superior para essa propriedade. A norma brasileira adota apenas o limite inferior em sua descrição. Já a norma europeia recomenda a utilização do limite superior. Estas expressões são descritas abaixo:

Limite Superior:

$$\lambda_c = 2 - 0,2451 \left(\frac{\theta_c}{100} \right) + 0,0107 \left(\frac{\theta_c}{100} \right)^2, 20^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 1200^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.10})$$

Limite Inferior:

$$\lambda_c = 1,36 - 0,136 \left(\frac{\theta_c}{100} \right) + 0,0057 \left(\frac{\theta_c}{100} \right)^2, 20^\circ\text{C} \leq \theta_c \leq 1200^\circ\text{C} \quad (\text{AN.B.11})$$

Ainda se admite utilizar um valor independente da temperatura para esta propriedade com valor de $\lambda_c = \frac{1,3W}{m} \text{ } ^\circ\text{C}$ para a norma brasileira ou $\lambda_c = \frac{1,6W}{m} \text{ } ^\circ\text{C}$ para a europeia no uso de métodos simplificados.

AN.B.1.1.4 Densidade

Para esta propriedade não se admite simplificação pela norma brasileira. A densidade do concreto varia com a perda de água que há em sua microestrutura. A seguir, serão mostradas as equações que podem ser empregadas.

$$\rho(\theta) = \rho(20\text{ }^{\circ}\text{C}) \text{ para } 20^{\circ}\text{C} \leq \theta_c \leq 115\text{ }^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.12})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20\text{ }^{\circ}\text{C}) \times \left(1 - 0,02 \frac{(\theta_c - 115)}{85}\right) \text{ para } 115^{\circ}\text{C} \leq \theta_c \leq 200^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.13})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20\text{ }^{\circ}\text{C}) \times \left(0,98 - 0,03 \frac{(\theta_c - 200)}{200}\right) \text{ para } 200^{\circ}\text{C} \leq \theta_c \leq 400^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.14})$$

$$\rho(\theta) = \rho(20\text{ }^{\circ}\text{C}) \times \left(0,95 - 0,07 \frac{(\theta_c - 400)}{800}\right) \text{ para } 400^{\circ}\text{C} \leq \theta_c \leq 1200^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.15})$$

Já norma europeia admite adotar um valor para $\rho = 2300\text{ kg/m}^3$, ou também de maneira aproximada, a partir de uma relação linear:

$$\rho(\theta) = 2354 - 23,47 \left(\frac{\theta_c}{100}\right) \quad (\text{AN.B.16})$$

AN.B.1.2 PROPRIEDADES TÉRMICAS DO AÇO

Nesta subseção serão apresentadas as propriedades para armaduras presentes no concreto e para perfis metálicos. A ABNT NBR 14323:2013 tem por base o EUROCODE 3 Part 1-2, que traz as propriedades para perfis metálicos, e o EUROCODE 4 Parte 1-2, que trata de materiais mistos.

AN.B.1.2.1. Massa específica

A massa específica do aço não é afetada, e permanece constante mesmo estando submetido a altas temperatura, com valor de 7850 kg/m^3 .

AN.B.1.2.2 Alongamento

O alongamento do aço é determinado a partir das seguintes equações:

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4}, 20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 750^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.17})$$

$$\frac{\Delta l}{l} = 1,1 \times 10^{-2}, 750^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 860^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.18})$$

Anexo B – Propriedades Térmicas do aço e do concreto

$$\frac{\Delta l}{l} = 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3}, 860^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.19})$$

O alongamento pode ser simplificado, a partir da expressão:

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 14 \times 10^{-6} (\theta_a - 20) \quad (\text{AN.B.20})$$

AN.B.1.2.3 Calor específico

Propriedade dada em joule por quilograma e por grau Celsius (J/ kg °C), é definida pelas normas da seguinte maneira:

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3, 20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 600^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.30})$$

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a}, 600^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 735^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.21})$$

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731}, 735^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 900^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.22})$$

$$c_a = 650, 900^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.23})$$

Pode ser feita por simplificação adotada considerando seu valor igual a = 600 J/kg°C de forma que o mesmo não dependa da temperatura.

AN.B.1.2.4 Condutividade térmica

Duas equações caracterizam essa propriedade com a alteração da temperatura. São elas:

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a, 20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 800^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.24})$$

$$\lambda_a = 27,3, \theta_a \geq 800^{\circ}\text{C} \quad (\text{AN.B.25})$$

Considerando esta propriedade independente da temperatura, as normas trazem seu valor igual $\lambda_a = 45 \text{ W/m}^{\circ}\text{C}$.