

**UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL**

JULIA SOUZA NASCIMENTO

**COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO EM INCÊNDIO COM
DEFORMAÇÃO TÉRMICA RESTRINGIDA**

Vitória

2017

UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO
CENTRO TECNOLÓGICO
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

JULIA SOUZA NASCIMENTO

**COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO EM INCÊNDIO COM
DEFORMAÇÃO TÉRMICA RESTRINGIDA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Espírito Santo como requisito parcial para a obtenção do grau de Mestre em Engenharia Civil.

Orientador: Prof. Dr. Macksuel Soares de Azevedo

Coorientador: Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva

Vitória

2017

Dados Internacionais de Catalogação-na-publicação (CIP)
(Biblioteca Setorial Tecnológica,
Universidade Federal do Espírito Santo, ES, Brasil)
Sandra Mara Borges Campos – CRB-6 ES-000593/O

N244c Nascimento, Julia Souza, 1989-
Comportamento de vigas de aço em incêndio com deformação
térmica restringida / Julia Souza Nascimento. – 2017.
135 f. : il.

Orientador: Macksuel Soares de Azevedo.
Coorientador: Valdir Pignatta e Silva.
Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade
Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico.

1. Incêndios. 2. Aço. 3. Vigas. 4. Restrição axial. 5. Restrição
rotacional. I. Azevedo, Macksuel Soares de. II. Silva, Valdir Pignatta e.
III. Universidade Federal do Espírito Santo. Centro Tecnológico. IV.
Título.

CDU: 624

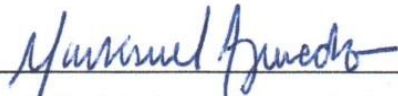
UNIVERSIDADE FEDERAL DO ESPÍRITO SANTO

COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO EM INCÊNDIO COM DEFORMAÇÃO TÉRMICA RESTRINGIDA

Julia Souza Nascimento

Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Engenharia Civil do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Espírito, como requisito parcial para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil, área de Estruturas.

Aprovada no dia **24 de agosto de 2017** por:



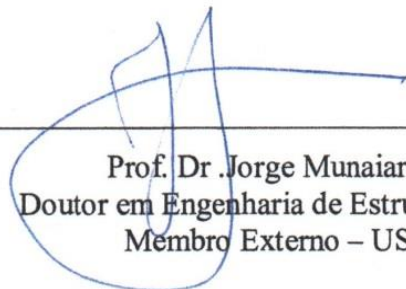
Prof. Dr. Macksuel Soares de Azevedo
Doutor em Engenharia Civil
Orientador - UFES



Prof. Dr. Valdir Pignatta e Silva
Doutor em Engenharia Civil
Coorientador - USP
Por meio de vídeo conferência



Prof. Dr. Walnório Graça Ferreira
Doutor em Engenharia Civil
Membro Interno - UFES



Prof. Dr. Jorge Munaiar Neto
Doutor em Engenharia de Estruturas
Membro Externo - USP-SC

Vitória - ES, agosto de 2017

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço à Deus por sua imensa bondade e misericórdia.

Ao Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico, CNPQ, e à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoa de Nível Superior, CAPES, pela bolsa concedida para a realização desta pesquisa.

Ao professor Macksuel Soares de Azevedo pela confiança e pelos conhecimentos transmitidos na orientação deste trabalho.

Ao professor Valdir Pignatta e Silva, pela efetiva orientação e por ser solícito e paciente nas inúmeras dúvidas.

Ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil, PPGEC, pela estrutura disponibilizada e pela oportunidade.

Aos amigos João Victor Dias e Felipe Barbosa pelo auxílio nas rotinas de programação do programa ANSYS.

Aos meus pais, aos meus irmãos e ao meu namorado, Felipe por todo apoio durante esse período.

Por fim, agradeço aos demais familiares e amigos que me apoiaram.

RESUMO

Vigas de aço tendem a expandir longitudinalmente quando submetidas a temperaturas elevadas. Em situações reais, esse deslocamento axial é impedido por estruturas adjacentes que ainda podem aplicar restrição à rotação de acordo com o tipo de ligação existente. Essa interação entre os elementos favorece o surgimento de esforços internos que influenciam o comportamento da viga, sendo que ela já possui uma capacidade resistente reduzida em virtude da degradação térmica de suas propriedades físicas e mecânicas. O objetivo desta pesquisa é avaliar o comportamento de vigas com restrições axial e rotacional nos apoios em situação de incêndio. Sendo assim, criou-se um modelo numérico que simulou um experimento realizado na Universidade de Manchester e que, posteriormente, foi utilizado em análises paramétricas. Por meio do programa computacional *ANSYS 17.0*, foram analisadas a influência do tipo de perfil, do comprimento do vão, do nível de carregamento e da rigidez das restrições. Os valores da temperatura média obtidos numericamente foram comparados à formulação da ABNT NBR 14323:2013.

Palavras-chave: Incêndio. Aço. Vigas. Restrição axial. Restrição Rotacional.

ABSTRACT

Steel beams tend to elongate in fire. In real structures, this behavior is axially restrained by the adjacent parts of the whole frame which can also impose rotational restraint according to the type of connection between them. These restraints induce significant forces in the beam, which already has the resistance reduced due to thermal degradation of its mechanical and physical properties. The focus of this study is evaluating the behavior of axially and rotationally restrained steel beam on fire. A finite element model was validated against experimental data of a test developed at the University of Manchester. The validated model was used to carry out a set of a parametric study using ANSYS 17.0. The parameters investigated include beam section, beam span, load level and levels of axial and rotational spring stiffness at the beam ends. The maximum temperature values numerically obtained were compared with the formulation of the ABNT NBR 14323:2013.

Keywords: Fire. Steel. Beams. Axial restraint. Rotational restraint

LISTA DE SÍMBOLOS

A_g	Área bruta da seção transversal do elemento estrutural
c_a	Calor específico do aço;
E	Módulo de elasticidade do aço;
E_θ	Módulo de elasticidade dos aços laminados a uma temperatura θ
f_y	Resistência ao escoamento;
$f_{y,\theta}$	Resistência ao escoamento dos aços laminados a temperatura θ ;
I	Momento de inércia;
L	Comprimento do vão da viga;
K_A	Rigidez axial da viga;
K_r	Rigidez rotacional da viga;
k_{sh}	Fator de correção para o efeito de sombreamento;
M_{cr}	Momento fletor de flambagem elástica à temperatura ambiente;
M_{pl}	Momento de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente;
M_y	Momento fletor correspondente ao início do escoamento à temperatura ambiente;
Q_c	Fluxo de calor por convecção;
Q_k	Fluxo de calor por condução;
Q_r	Fluxo de calor por radiação
r	Raio de giração;
t	Tempo;
u	Perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço;
Z	Módulo de resistência plástico;

- α Coeficiente de dilatação térmica do material;
- α_c Coeficiente de transferência de calor por convecção;
- ε Emissividade resultante das duas superfícies;
- ε_e Emissividade da superfície radiante
- ε_r Emissividade da superfície receptora;
- ϕ Fator de configuração;
- κ Fator de correção que leva em conta o efeito benéfico de uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal
- θ_a Temperatura do aço;
- θ_e Temperatura da superfície emissora
- θ_g Temperatura dos gases;
- θ_0 Temperatura do ambiente;
- λ_a Condutividade térmica do aço;
- $\lambda_{p,fi}$ Parâmetro de esbeltez relacionado à plastificação em situação de incêndio;
- $\lambda_{r,fi}$ Parâmetro de esbeltez relacionado ao início do escoamento em situação de incêndio;
- ρ_a Massa específica do aço;
- φ Fluxo de calor por unidade de área;
- χ_{fi} Fator de redução associado à resistência à compressão em situação de incêndio

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	10
1.1	CONTEXTUALIZAÇÃO E JUSTIFICATIVA	10
1.2	OBJETIVO	11
1.3	ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	11
2	ESTADO DA ARTE	12
2.1	COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO SUBMETIDAS À AÇÃO TÉRMICA SEM CARREGAMENTO TRANSVERSAL	12
2.2	COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO SUBMETIDAS À AÇÃO TÉRMICA COM CARREGAMENTO TRANSVERSAL	17
2.3	TRABALHOS EXPERIMENTAIS	19
2.4	TRABALHOS NUMÉRICOS	25
2.5	CONSIDERAÇÕES SOBRE OS TRABALHOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS	42
3	MODELO EXPERIMENTAL DE REFERÊNCIA	44
3.1	DESCRIÇÃO DO ENSAIO	44
3.2	INSTRUMENTAÇÃO	45
3.3	PLANO DE ENSAIO	46
4	ANÁLISE NUMÉRICA	48
4.1	ANÁLISE TÉRMICA	49
4.1.1	Elementos finitos adotados	50
4.1.2	Especificações do modelo numérico proposto	51
4.1.3	Resultados da Análise Térmica	53
4.2	ANÁLISE ESTRUTURAL ESTÁTICA À TEMPERATURA AMBIENTE	55
4.2.1	Elementos finitos adotados	56
4.2.2	Especificações do modelo numérico proposto	59

4.3	ANÁLISE TERMESTRUTURAL COM RESTRIÇÃO AXIAL E ROTACIONAL	61
4.3.1	Especificações do modelo numérico proposto	62
4.3.2	Resultados da Análise Termestrutural.....	62
4.3.3	Teste de Malha	64
5	ANÁLISE PARAMÉTRICA	65
5.1	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	72
5.1.1	Influência do nível de carregamento	73
5.1.2	Influência do comprimento do vão.....	74
5.1.3	Influência do tipo de perfil	76
5.1.4	Influência da restrição axial	77
5.1.5	Influência da restrição rotacional.....	78
5.1.6	Influência da restrição axial e rotacional.....	79
5.2	COMPARAÇÃO COM A ABNT NBR 14323:2013	81
6	CONCLUSÕES.....	88
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	91
	ANEXO A – CARACTERIZAÇÃO DO INCÊNDIO	97
	ANEXO B – ELEVAÇÃO DA TEMPERATURA DO AÇO EXPOSTO AO INCÊNDIO	102
	ANEXO C – BARRAS SUBMETIDAS A MOMENTO FLETOR EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO.....	118
	APÊNDICE A – COMPARAÇÃO ENTRE O MODELO EXPERIMENTAL DE REFERÊNCIA E O MODELO NUMÉRICO ELABORADO	123
	APÊNDICE B – RESULTADOS OBTIDOS NA ANÁLISE PARAMÉTRICA	124

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTUALIZAÇÃO E JUSTIFICATIVA

As estruturas de aço reduzem sua resistência e módulo de elasticidade quando sujeitas a altas temperaturas em razão da degradação das propriedades físicas e mecânicas do material. No Brasil, a ABNT NBR 14323:2013 apresenta o dimensionamento de vigas de aço em situação de incêndio, porém, sem considerar a influência da estrutura como um todo, que interage provocando gradientes térmicos e restringindo deslocamentos. As restrições em vigas podem ser axiais, que limitam a expansão térmica, ou rotacionais, que controlam o deslocamento vertical.

A restrição axial induz um esforço de compressão na viga que pode comprometer sua capacidade resistente e aumenta os efeitos provocados pela não linearidade geométrica. Por outro lado, a restrição rotacional atua reduzindo o momento fletor no meio do vão e aumentando a temperatura máxima suportada pelo elemento. Dessa forma, sabendo que os efeitos das restrições afetam o comportamento da viga submetida a temperaturas elevadas, propõe-se análises paramétricas, via método dos elementos finitos, que utiliza o programa computacional *ANSYS 17.0*. Parâmetros tais como tipo de perfil, comprimento do vão, nível de carregamento e rigidez das restrições axiais e rotacionais serão avaliados.

No Brasil, poucos pesquisadores trataram desse assunto. Silva (1997) e Mourão (2004) avaliaram vigas de aço em incêndio admitindo que as restrições axiais e rotacionais possuíssem rigidez infinita, o que se trata de uma situação idealizada que não ocorre na prática, além de considerar um aquecimento uniforme da seção transversal. Nesse contexto, a presente dissertação traz um estudo sobre o comportamento de vigas de aço sujeitas a temperaturas elevadas, com restrições axiais e rotacionais de rigidez finita e aquecidas segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834.

1.2 OBJETIVO

O objetivo geral deste trabalho é analisar o comportamento estrutural de vigas de aço com deformações térmicas restringidas em situação de incêndio.

Os objetivos específicos são:

- a) Propor modelos numéricos, por meio do método dos elementos finitos, para representar as não linearidades geométricas e de material de uma viga restringida submetida a elevadas temperaturas;
- b) Verificar a influência das restrições na máxima temperatura suportada e na capacidade resistente da viga em situação de incêndio;
- c) Comparar os resultados da análise térmica obtidos numericamente aos procedimentos de cálculo fornecidos pela ABNT NBR 14323:2013.

1.3 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O capítulo 1 introduz o trabalho proposto, citando objetivos e justificativa da pesquisa sobre vigas de aço sujeitas a altas temperaturas com dilatação térmica restringida.

No capítulo 2 é mostrado o comportamento desses elementos com e sem carregamento transversal, bem como pesquisas desenvolvidas no âmbito nacional e internacional relacionados ao tema.

No capítulo 3, o experimento utilizado na elaboração do modelo numérico é detalhado e no capítulo 4, descrevem-se os procedimentos desenvolvidos no programa computacional até sua validação, tais como condições de contorno, tipos de elementos e propriedades do material.

No capítulo 5 são apontados os resultados obtidos da análise paramétrica e no sexto e último capítulo são apresentadas as conclusões e considerações finais sobre a pesquisa.

2 ESTADO DA ARTE

2.1 COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO SUBMETIDAS À AÇÃO TÉRMICA SEM CARREGAMENTO TRANSVERSAL

Usmani et al. (2001) estudaram os princípios fundamentais que regem o comportamento de estruturas em situação de incêndio, sem qualquer carregamento transversal. Segundo os autores, a relação-chave para entender esse comportamento é dada na Equação 2.1.

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{térmico} + \varepsilon_{mecânico} \quad (2.1)$$

Onde:

ε_{total} é a deformação linear específica total;

$\varepsilon_{térmico}$ é a deformação linear específica térmica;

$\varepsilon_{mecânica}$ é a deformação linear específica mecânica.

A deformação específica térmica surge na forma de uma expansão na direção longitudinal chamada dilatação térmica, conforme representado na Equação 2.2.

$$\varepsilon_{térmico} = \alpha \Delta\theta \quad (2.2)$$

Onde:

α é o coeficiente de dilatação térmica do material;

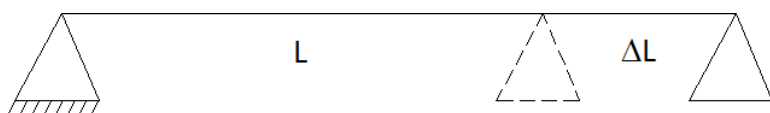
$\Delta\theta$ é a variação de temperatura.

Caso a estrutura seja uma viga simplesmente apoiada, ou seja, não possua restrição ao deslocamento axial, as deformações provocam um deslocamento da extremidade, com o aumento do comprimento do elemento (Figura 2.1). Nesse caso, a deformação

específica total é igual à deformação específica térmica e, como não ocorrem deformações mecânicas, não se desenvolvem tensões (Equação 2.3).

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{térmico} \tag{2.3}$$

Figura 2.1 - Aquecimento uniforme de viga simplesmente apoiada



Fonte: Usmani et al. (2001) adaptado pela autora

No entanto, quando a viga é biapoiada (deslocamento axial impedido), surgem deformações mecânicas opostas às deformações térmicas e forças de compressão contrárias à tendência de expansão, conforme é visto na Equação 2.4 e esquematizado na Figura 2.2.

$$0 = \varepsilon_{térmico} + \varepsilon_{mecânico} \rightarrow \varepsilon_{térmico} = - \varepsilon_{mecânico} \tag{2.4}$$

Figura 2.2 - Diagrama de corpo livre de uma viga axialmente restringida



Fonte: Usmani et al. (2001) adaptado pela autora

Por simplificação, considerando um diagrama tensão-deformação elástico-plástico perfeito, a força restritiva F_r provoca uma tensão de compressão na viga dada pela Equação 2.5.

$$\sigma = E\varepsilon_{mecânico} \rightarrow \sigma = \frac{F_r}{A} \Rightarrow F_r = EA\varepsilon_{mecânico} = -EA \alpha \Delta\theta \tag{2.5}$$

Para a situação idealizada no último parágrafo, se a temperatura cresce indefinidamente, após atingida a resistência ao escoamento, ocorre o escoamento da seção com o aumento das deformações plásticas sem que haja acréscimo de tensão. O incremento de temperatura que causa o escoamento é dado pela Equação 2.6.

$$\Delta\theta_y = \frac{f_y}{E\alpha} \quad (2.6)$$

Por outro lado, se a viga for esbelta, ocorre a instabilidade do elemento antes mesmo de o material atingir a resistência ao escoamento. A força crítica de flambagem elástica (F_{cr}) em um elemento ideal, é dada pela Equação 2.7, que é válida para outras condições de contorno, caso L seja interpretado como comprimento de flambagem (KL).

$$F_{cr} = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (2.7)$$

Substituindo a Equação 2.5 na Equação 2.7, tem-se a Equação 2.8.

$$EA\alpha\Delta\theta = \frac{\pi^2 EI}{L^2} \quad (2.8)$$

Da Equação 2.8 se obtém a temperatura que leva à flambagem de Euler, dada pela Equação 2.9.

$$\Delta\theta_{cr} = \frac{\pi^2}{\alpha\lambda^2} \quad (2.9)$$

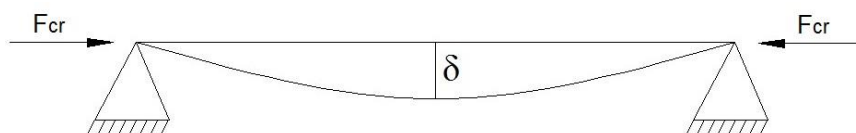
Onde:

$\lambda = \frac{L}{r}$ é a esbeltez da peça;

r é o raio de giração.

Se após atingida a força crítica de flambagem elástica, a temperatura continuar a aumentar, a força restritiva permanece constante (considerando um material elástico e sem degradação de suas propriedades físicas) e as deformações térmicas são acomodadas pelo deslocamento vertical (δ) ilustrado na Figura 2.3.

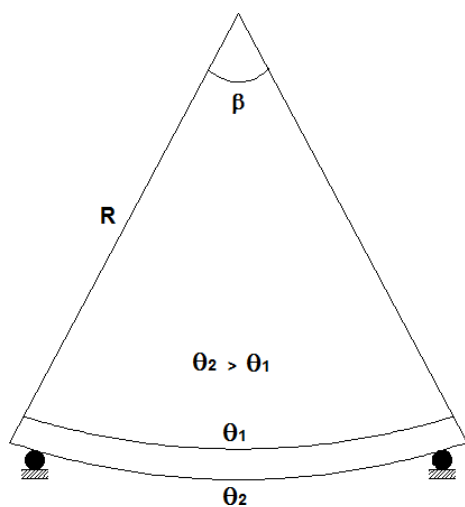
Figura 2.3 - Flecha em viga biapoiada sujeita a altas temperaturas



Fonte: Usmani et al. (2001) adaptado pela autora

Ainda segundo Usmani et al. (2001), o fator mais importante que determina o comportamento de uma estrutura sujeita a temperaturas elevadas é a maneira como ela responde às deformações térmicas induzidas nos elementos. As deformações tomam a forma de expansão térmica ou curvatura. A curvatura ocorre quando o aquecimento não for uniforme ao longo da seção transversal, ou seja, na presença de gradiente térmico $\nabla\theta_y$ (Figura 2.4).

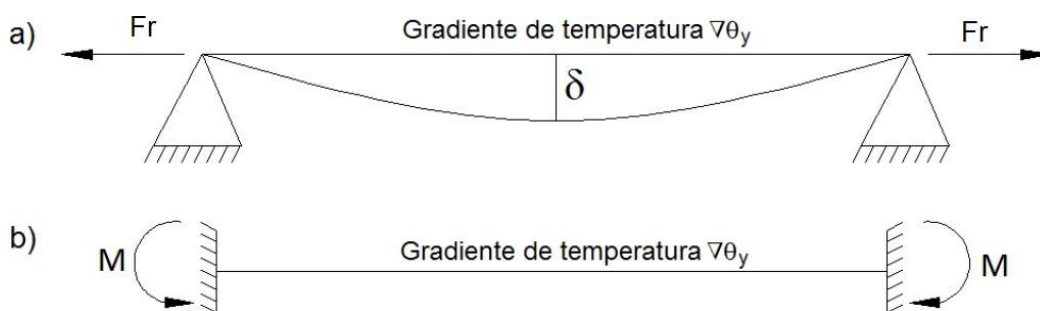
Figura 2.4 - Viga sujeita a um dado gradiente térmico



Fonte: Dorr (2010) adaptado pela autora

Tal curvatura procura aproximar os apoios no caso de viga simplesmente apoiada. Caso a estrutura seja uma viga biapoiada, podem aparecer esforços de tração contrários ao encurtamento provocado pelo gradiente térmico, já que a restrição axial impede o deslocamento longitudinal, conforme mostra a Figura 2.5a. Por outro lado, se a viga for biengastada, a curvatura é impedida por um momento fletor negativo nas extremidades (Figura 2.5b).

Figura 2.5 - Esforços provocados pelo gradiente de temperatura. (a) Forças de tração na viga biapoiada e (b) momento negativo na viga biengastada

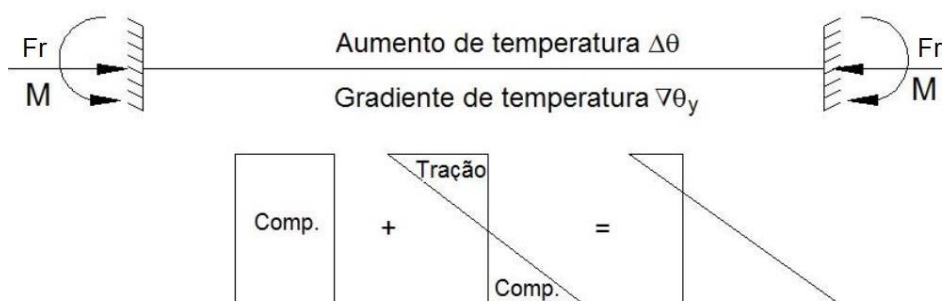


Fonte: Usmani et al. (2001) adaptado pela autora

Em situações reais, ocorre a combinação da dilatação térmica com o encurvamento da estrutura. Supondo uma viga biengastada sujeita a essa combinação, o estado de

tensões desenvolvido é mostrado na Figura 2.6. Surgem tensões de compressão em razão da dilatação térmica e momento fletor negativo provocado pelo gradiente térmico. Nota-se que a mesa inferior da viga apresenta altas tensões de compressão, enquanto a mesa superior, pode apresentar tensões significativas de tração ou compressão. De acordo com Usmani et al. (2001), grandes tensões de compressão resultantes dos efeitos das ações térmicas podem favorecer à ocorrência de instabilidade local na mesa inferior.

Figura 2.6 - Estado de tensão de uma viga biengastada sujeita ao aumento de temperatura e ao gradiente térmico



Fonte: Usmani et al. (2001) adaptado pela autora

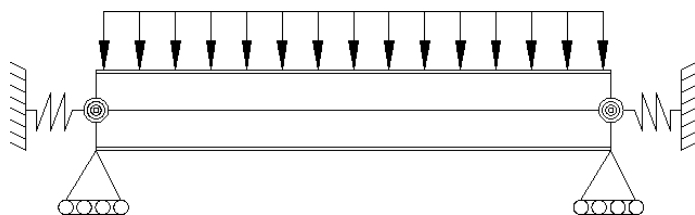
A partir da discussão apresentada, fica evidente que as condições de contorno são de extrema importância na resposta às ações térmicas dos elementos estruturais. As deformações térmicas se manifestam como deslocamentos, se as extremidades não estiverem restringidas, ou como esforços adicionais, se as extremidades estiverem restringidas, sendo força axial para deslocamentos restringidos e momentos fletores para rotações restringidas (DORR, 2010).

2.2 COMPORTAMENTO DE VIGAS DE AÇO SUBMETIDAS À AÇÃO TÉRMICA COM CARREGAMENTO TRANSVERSAL

Em Usmani et al. (2001) foi apresentado o comportamento de vigas submetidas a altas temperaturas sem uma abordagem mais detalhada sobre a degradação das propriedades físicas e mecânicas do material. Considerando a estrutura ilustrada na Figura 2.7, foi estudado o comportamento de uma viga com restrições axial e

rotacional e carregamento transversal aplicado, sob o aumento de temperatura. Assume-se que a exposição ao fogo acontece por três lados e, portanto, existe um gradiente térmico na seção transversal.

Figura 2.7 - Viga com restrição axial e rotacional em incêndio



Fonte: Dwaikat e Kodur (2011) adaptado pela autora

Segundo Dwaikat (2010), o comportamento de vigas de aço restringidas em situação de incêndio passa por três estágios, como mostra a Figura 2.8. No estágio 1, ainda em regime elástico, a viga se expande devido ao aumento da temperatura e uma força axial de compressão e um momento fletor negativo surgem nos apoios. O momento negativo é uma resposta da estrutura ao carregamento aplicado e ao efeito da curvatura imposto pelo gradiente térmico. Os esforços internos crescem até que haja o escoamento do aço ou instabilidade local. A não linearidade geométrica (efeito $P - \Delta$) pode ser desprezado nessa etapa, já que as deformações elásticas são pequenas.

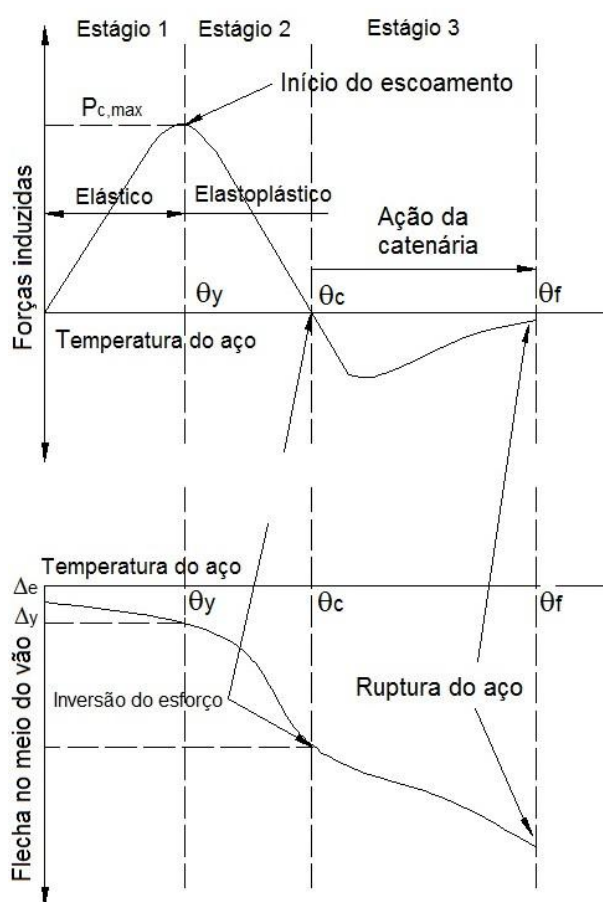
Considerando que não ocorre a instabilidade local, tem início o regime elastoplástico do estágio 2. À medida que a temperatura aumenta e reduz-se a capacidade resistente e o módulo de elasticidade do aço, a flecha no meio do vão e a rotação crescem até que se forme uma rótula plástica no ponto de momento máximo. A plastificação da seção aumenta ainda mais as deformações e a força axial P diminui gradativamente até que aconteça a inversão do esforço de compressão para tração, dando início a ação da catenária no estágio 3.

Na fase da catenária, forças de tração se desenvolvem na viga até um valor máximo no qual se verifica a plastificação da seção no meio do vão e nos apoios. Logo em seguida, as forças diminuem seguindo a mesma tendência da degradação da resistência ao escoamento com a temperatura. Durante os três estágios citados,

assume-se que as ligações se comportam elasticamente. Além disso, as forças induzidas e as rotações não devem exceder a capacidade resistente das ligações.

Das etapas citadas, concluiu-se que a redução da capacidade resistente combinada com os esforços internos que surgem em virtude das restrições aos deslocamentos, tornam o comportamento da estrutura diferente daquele apresentado à temperatura ambiente (KODUR e DWAIKAT 2009).

Figura 2.8 - Estágios do comportamento da viga de aço submetida ao aumento de temperatura



Fonte: Dwaikat e Kodur (2011) adaptado pela autora

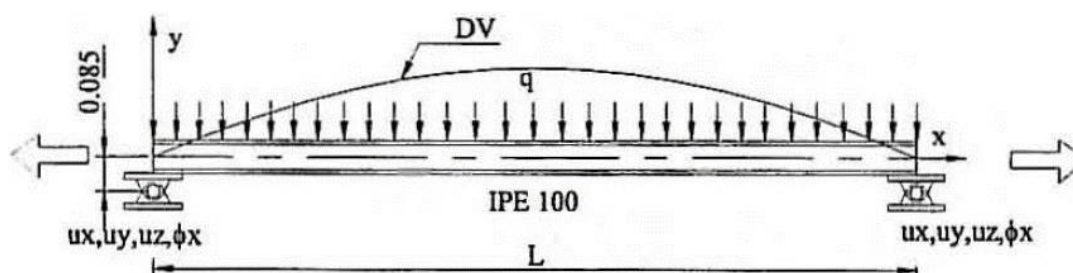
2.3 TRABALHOS EXPERIMENTAIS

Piloto e Vila Real (2001) apresentaram princípios fundamentais que governam o comportamento de elementos estruturais sob combinação de ações térmicas e com restrição à deformação axial. O modelo analisado foi uma viga biapoiada (Figura 2.9), com carregamento distribuído uniformemente, originado pelo peso próprio e pelo peso

adicional do sistema de aquecimento utilizado. Os ensaios experimentais foram realizados para sete vigas de perfil IPE 100, com comprimentos de 1 m, 2m e 3 m, e com curvas de aquecimento ligeiramente diferentes. Os deslocamentos verticais, DV, ocorreram porque a viga sofreu um encurvamento no plano, provocado pela restrição aos deslocamentos axiais e pelo aumento do comprimento da viga em razão do aumento de temperatura, que só pôde ser acomodado pelo deslocamento transversal.

Os resultados mostraram que, nas vigas de 1 m, os deslocamentos verticais cresceram a uma velocidade relativamente baixa até determinada temperatura, a partir da qual, tornaram-se mais evidentes. Já no caso de vigas com 2 m, o comportamento foi ligeiramente diferente, provavelmente, em razão de um aquecimento não uniforme ou de algum acomodamento de deslocamento axial, teoricamente não previsto nos ensaios. Nas vigas com 3 m de comprimento, notou-se o estado-limite de instabilidade lateral com torção.

Figura 2.9 - Viga duplamente apoiada com restrição total aos deslocamentos axiais



Fonte: Piloto e Vila Real (2001)

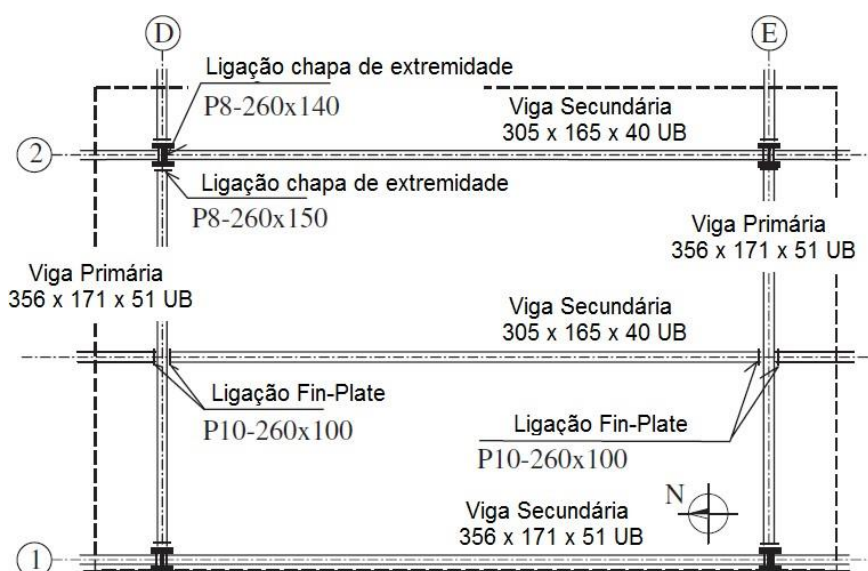
Liu et al. (2002) observaram em ensaio o comportamento de uma viga com restrições axial e rotacional em incêndio. Foram analisados dois tipos de ligação viga-pilar (placa de extremidade e dupla cantoneira) e diferentes níveis de carregamento e rigidez axial. Os autores concluíram que as ligações podem melhorar a capacidade resistente da viga reduzindo o momento fletor no meio do vão, apesar de a possibilidade de ocorrer instabilidade local da mesa inferior. Verificou-se que a ligação do tipo placa de extremidade é mais vantajosa visto que se nota a ação da catenária, embora esse tipo de ligação transfira mais momento. Por sua vez, a ação da catenária foi mais evidente nos casos de nível de carregamento mais baixo e elevado nível de restrição axial.

Esse experimento foi utilizado na validação do modelo numérico proposto no presente trabalho. Maiores detalhes são fornecidos no Capítulo 3.

Wald et al. (2006) estudaram o compartimento de um edifício de aço de oito andares, nas condições de incêndio natural, no laboratório de Cardington. A área de ensaio era composta por vigas primárias (356x171x51 UB), vigas secundárias (305x165x 40 UB), e dois tipos de pilares (305x305x198 UC e 305x305x137 UC), como demonstra a Figura 2.10. As ligações eram do tipo *fin-plate* e chapa de extremidade e, tanto os pilares como as ligações eram protegidos com revestimento contra fogo. Embora o objetivo de estudo não tenha sido especificamente as restrições axiais e rotacionais, elas influenciaram o comportamento da estrutura como um todo.

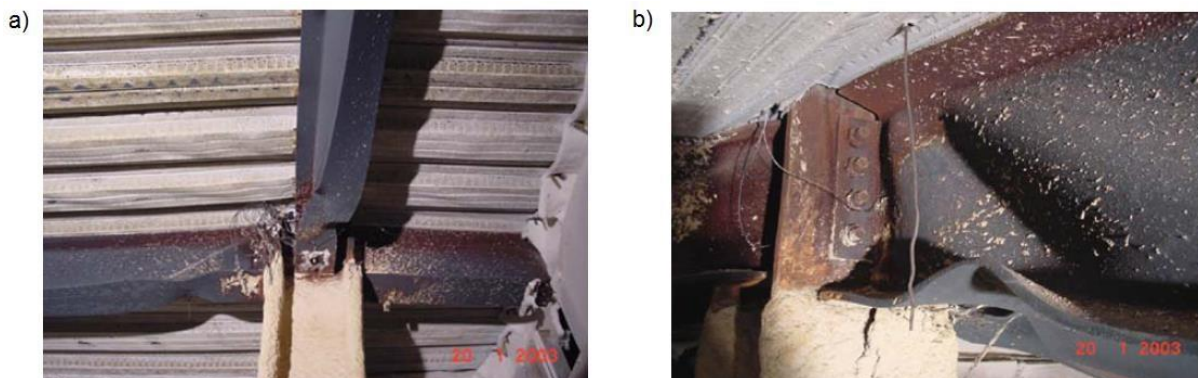
Os autores observaram a presença de instabilidades locais na mesa inferior da viga e na alma próxima da ligação, consequência da restrição à deformação térmica, como mostra a Figura 2.11a. À medida que a temperatura e as deformações aumentaram, observou-se uma instabilidade por cisalhamento na alma (Figura 2.11b). A mesa superior da viga foi impedida de se deslocar lateralmente por uma laje mista de aço e concreto.

Figura 2.10 - Compartimento de ensaio



Fonte: Wald et al. (2006) adaptado pela autora

Figura 2.11 - Instabilidades na viga ensaiada. (a) Instabilidade local da mesa inferior e (b) instabilidade da alma por cisalhamento

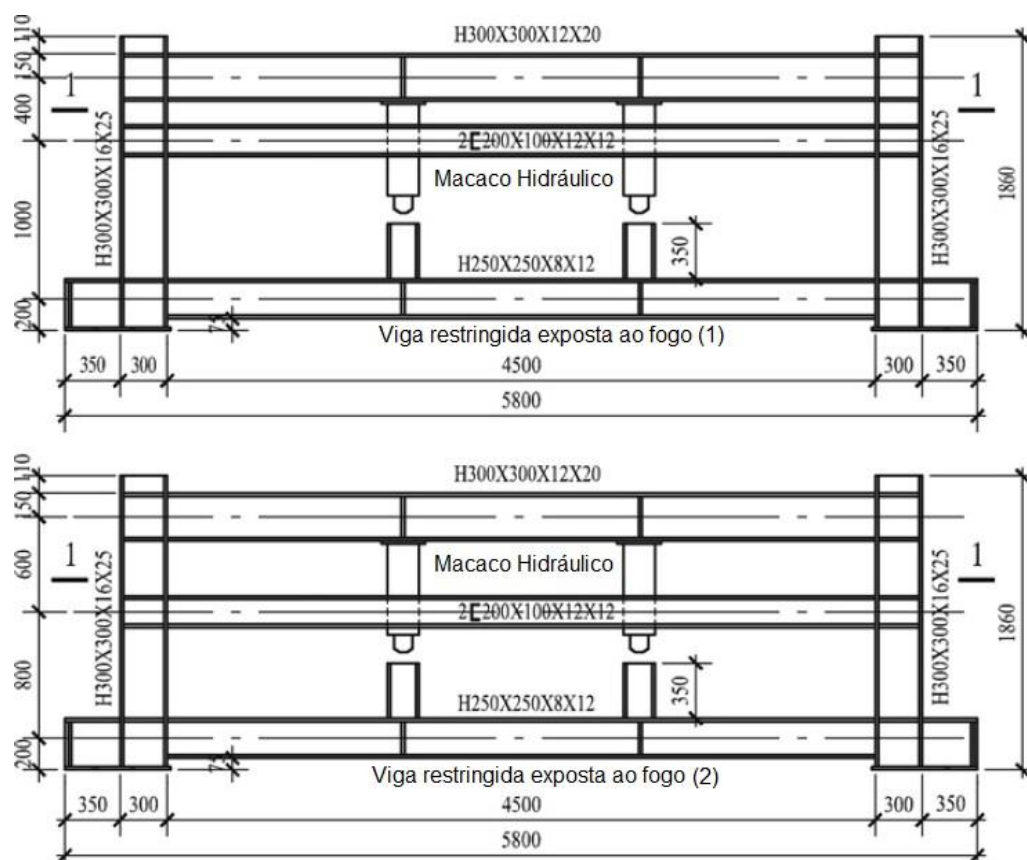


Fonte: Wald et al. (2006)

Li e Guo (2008) analisaram o comportamento de vigas restringidas, durante as fases de aquecimento e resfriamento de um incêndio, por meio de uma série de ensaios no laboratório da Universidade de Tongji. Os experimentos foram feitos em vigas H 250x250x8x12 de aço Q235B sujeitas a dois níveis de restrição axial, 39,5 kN/mm e 68,3kN/mm, e com dois tipos de ligação rígida. A restrição axial foi alcançada com uma viga H 300x300x12x20 e uma dupla cantoneira 200x100x12x12 que foi posicionada em diferentes alturas, como mostra a Figura 2.12. A mesa superior da viga foi revestida com manta cerâmica e o carregamento foi aplicado à temperatura ambiente com forças de 30 kN, 60 kN, 90 kN e 130 kN, quando então o aquecimento se iniciou. Ao ter se atingida a flecha equivalente a 1/16 do vão, o forno foi desligado e a viga apresentou o estado final ilustrado na Figura 2.13a.

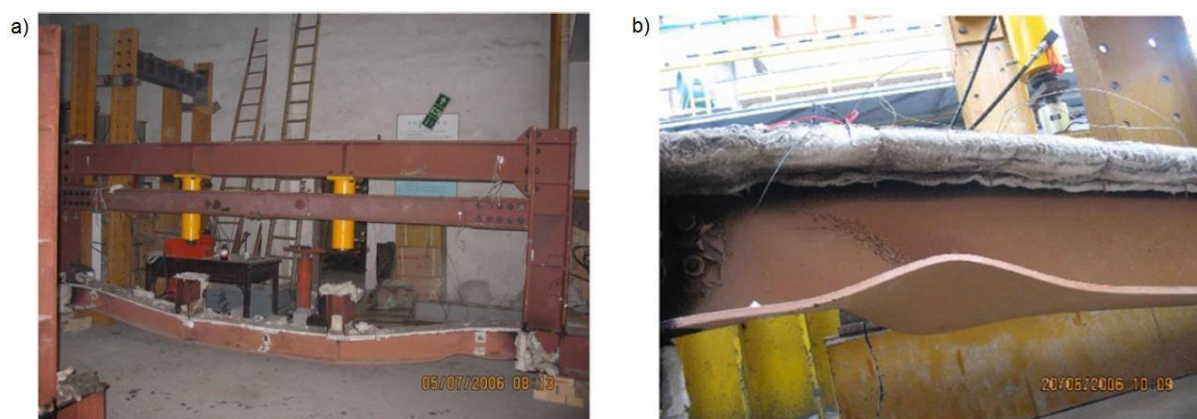
Os autores concluíram que a viga sofreu deformações plásticas. Houve indícios de instabilidade local da mesa inferior que, por sua vez, reduziu a rigidez da viga restringida, como mostra a Figura 2.13b. Não se notaram danos na ligação, no entanto, apareceu uma certa curva nos pilares que confirma o aparecimento de uma força axial. Essa força axial foi mais intensa quando a rigidez axial imposta foi maior. Durante o resfriamento, a força de tração aumentou porque a contração da viga foi impedida pelos apoios.

Figura 2.12 - Vigas com diferentes níveis de restrição



Fonte: Li e Guo (2008) adaptado pela autora

Figura 2.13 - Experimento realizado. (a) Deformada final da viga e (b) instabilidade local na mesa inferior



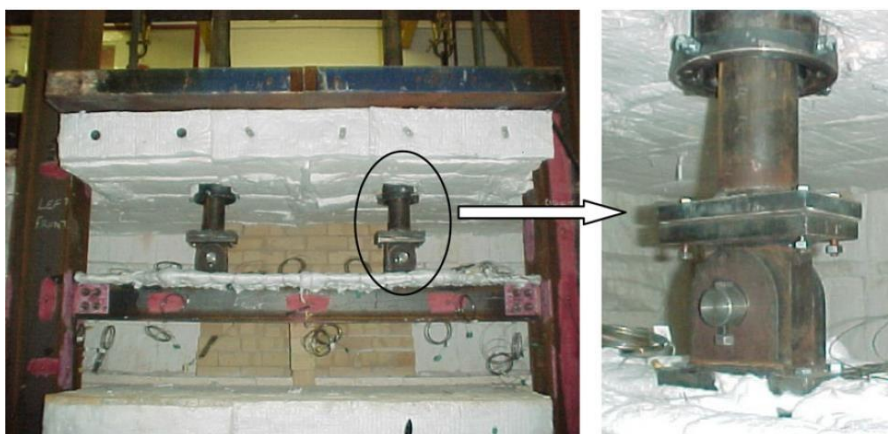
Fonte: Li e Guo (2008)

Wang et al. (2011) observaram experimentalmente o comportamento de vigas restritas em incêndio com dois níveis de restrição axial e cinco tipos de ligação. O

ensaio foi realizado na Universidade de Manchester e muito se assemelhou ao de Liu et al. (2002), diferenciando-se pela ausência da barra externa que conferia uma rigidez axial adicional. A estrutura de ensaio foi composta por uma viga de perfil 178x102x19 UB, por pilares de perfil 254x254x73 UC e 152x152x23 UC, e por cinco tipos de ligação, incluindo, chapa de extremidade estendida, chapa de extremidade não estendida, dupla cantoneira de alma, *fin plate* e chapa de extremidade flexível. O aquecimento dos elementos ocorreu segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834 (1975) e eles, com exceção da mesa superior da viga, não possuíam revestimento contra fogo. As Figuras 2.14 e 2.15 mostram o arranjo do experimento.

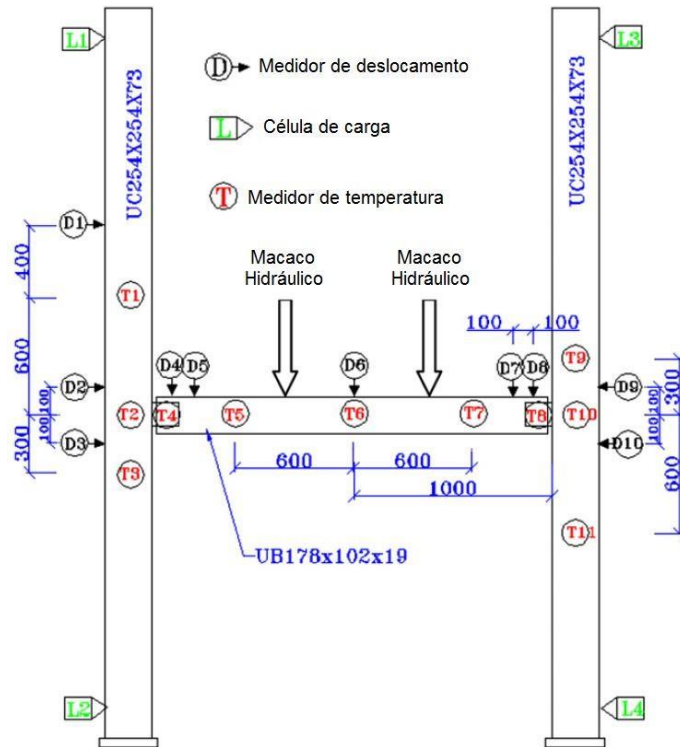
Considerando a temperatura da viga na qual o esforço de compressão se torna zero e as deformações aumentam rapidamente e observando a Figura 2.16a e a Figura 2.16b, os autores concluíram que ela foi pouco influenciada pelos diferentes tipos de ligação e seção do pilar. A variação no valor dessa temperatura, com a alteração do pilar, alcançou menos de 30 °C. Já com a alteração do tipo de ligação, a variação na temperatura alcançou menos de 50 °C. Além disso, notou-se que quanto mais robusto o pilar, maiores foram as forças axiais induzidas e a capacidade das ligações de resistir ao momento fletor.

Figura 2.14 - Estrutura de ensaio



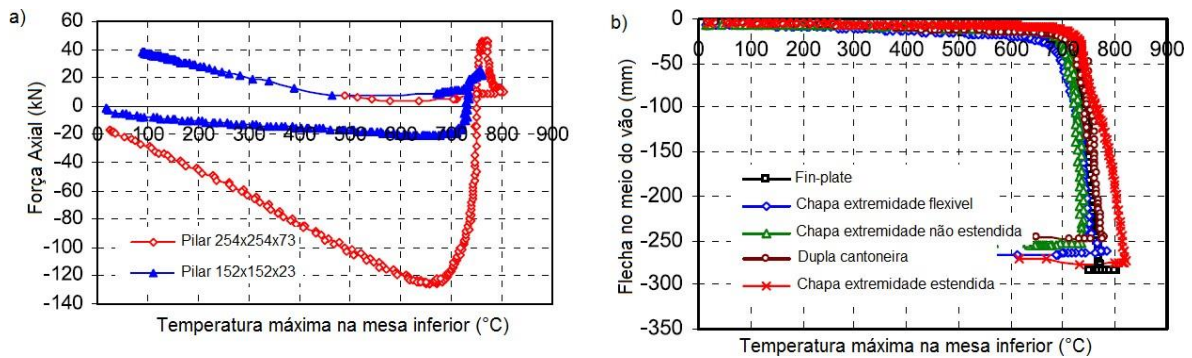
Fonte: Wang et al. (2010)

Figura 2.15 - Arranjo do experimento



Fonte: Wang et al. (2010) adaptado pela autora

Figura 2.16 - Resultados do experimento. (a) Força Axial induzida pelos tipos de pilar e (b) flecha no meio do vão para cada tipo de ligação



Fonte: Wang et al. (2010) adaptado pela autora

2.4 TRABALHOS NUMÉRICOS

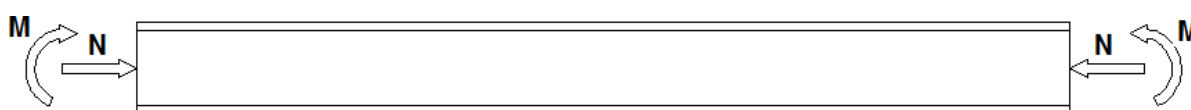
Silva (1997) foi um dos pioneiros no estudo de estruturas de aço em situação de incêndio no Brasil. Ele propôs um método simplificado de dimensionamento e estudou o comportamento de elementos estruturais básicos, considerando-se a não linearidade geométrica e do material e as deformações térmicas decorrentes do

aumento da temperatura. Sobre vigas com restrição à deformação axial, o autor observou a presença da força de compressão induzida que, em temperaturas elevadas, inverteu o sentido e se tornou de tração. Comportamento similar foi observado por outros autores nos anos seguintes.

Usmani et al. (2001) realizaram análise numérica por meio do programa ABAQUS, além da abordagem analítica, com o intuito de entender o comportamento de estruturas de aço em incêndio. O aumento de temperatura ocorreu a uma taxa de aquecimento constante até a temperatura máxima de 400 °C. Os efeitos das não linearidades geométricas e de material não foram considerados. Concluiu-se que o nível da restrição rotacional se alterou com o aumento da temperatura e que ela teve um papel importante na distribuição dos esforços internos e deslocamentos que ocorreram. Além disso, notou-se que a restrição rotacional provocou um aumento do momento negativo até que ocorreu a formação da rótula plástica. Nos compartimentos internos, a restrição ao deslocamento veio da estrutura envolvente que era mais rígida ou estava a uma temperatura inferior.

Lopes et al. (2003) realizaram estudo numérico sobre comportamento de vigas de aço com dilatação térmica restringida e compararam os resultados obtidos ao método simplificado proposto pelo EN 1993-1-2:1995 e pelo EN 1993-1-2:2002. O caso estudado foi uma viga simplesmente apoiada, carregada com momento fletor segundo o eixo de maior inércia e esforço axial nas extremidades, como mostra a Figura 2.17. Segundo os autores, a restrição axial pôde ser simulada como uma força axial atuando simultaneamente com as cargas existentes e, assim, analisou-se o comportamento de uma viga sujeita a flexão composta. As não linearidades geométricas e do material, imperfeição inicial do tipo sinusoidal, tensões residuais e temperatura constante igual a 400 °C foram consideradas com o auxílio do programa SAFIR. As instabilidades locais não foram permitidas.

Figura 2.17 - Viga em flexão composta com deslocamento impedido pela força axial

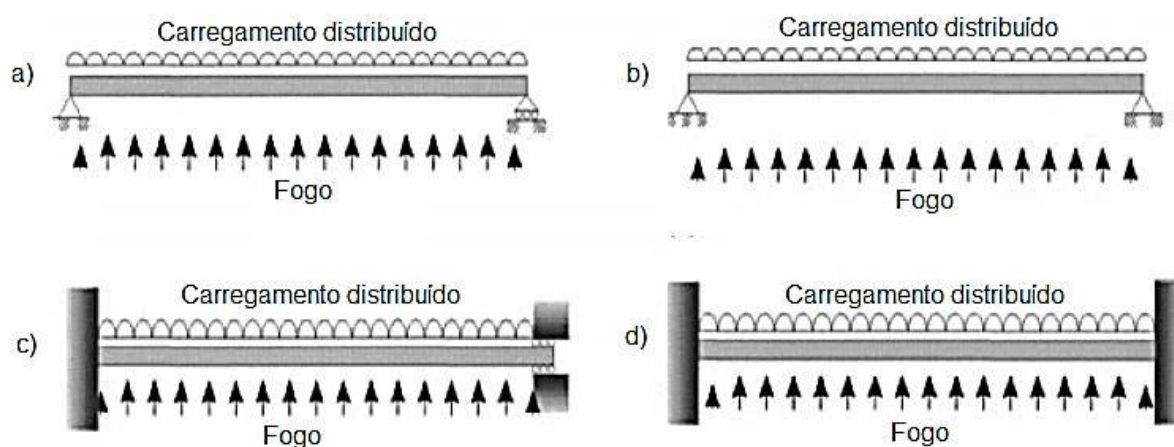


Fonte: Lopes et al. (2003) adaptado pela autora

Concluiu-se que, para vigas com comprimento entre 0,5 m e 3 m, os resultados numéricos comparados ao EN 1993-1-2:2002 se mostraram conservadores, ao contrário do que aconteceu com o EN 1993-1-2:1995, justificando-se, pois, as alterações feitas na nova versão, no que diz respeito ao dimensionamento de vigas submetidas a instabilidade lateral com torção.

Moss et al. (2004) estudaram vigas de aço a temperaturas elevadas com quatro tipos de apoio: simplesmente apoiado, biapoiado, biengastado com um engaste deslizante e biengastado, como mostra a Figura 2.18. A viga escolhida possuía perfil do tipo laminado 610 UB e vão de 8 m. As propriedades físicas e mecânicas foram dadas com base no EN 1993-1-2:1995 e o carregamento aplicado foi distribuído em 25 kN/m. O aquecimento ocorreu uniformemente, com uma taxa de aquecimento de 10 °C/min, e segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834. A exposição ao fogo ocorreu por três lados. A análise foi feita numericamente com o auxílio do programa SAFIR.

Figura 2.18 - Condições de contorno das vigas estudadas



Fonte: Moss et al. (2004) adaptado pela autora

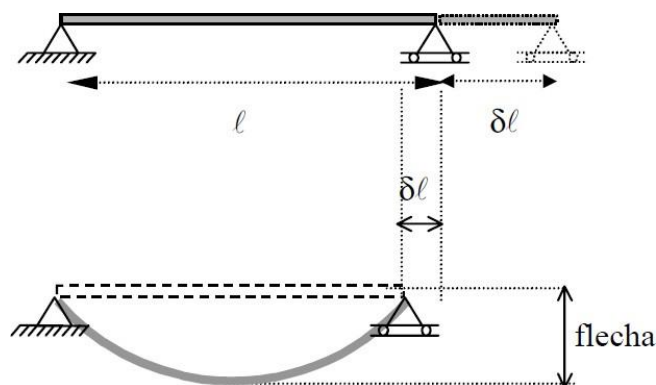
Os autores comprovaram que, durante o aquecimento uniforme, as vigas simplesmente apoiadas não apresentaram a força axial induzida devido à restrição a expansão térmica. Além disso, observaram que a deformação cresceu gradualmente com a perda da capacidade resistente, até que houve a falha pela formação da rótula plástica no meio do vão. Nas vigas biapoiadas, surgiu uma força axial de compressão que cresceu até o ponto em que a tensão da mesa superior no meio do vão se igualou

ao limite de proporcionalidade. Minutos depois, a mesa superior atingiu a resistência ao escoamento no mesmo instante em que a tensão na mesa inferior se igualou ao limite de proporcionalidade. O momento fletor e a força axial diminuíram e as deformações cresceram até que a mesa inferior atingiu a resistência ao escoamento. Já nas vigas biengastadas com um engaste deslizante, observou-se um comportamento elástico com pequenas deformações durante a primeira hora de aquecimento. Depois que a seção dos apoios alcançou o limite de proporcionalidade, as deformações ficaram mais evidentes. As seções dos apoios atingiram a resistência ao escoamento, seguidas pela seção no meio do vão, e aconteceu a falha da viga. Por fim, concluiu-se que a temperatura máxima atingida pela viga biengastada foi menor que a alcançada pela viga biapoiada. Além disso, o colapso da viga biengastada aconteceu com a formação da rótula plástica nos apoios e no meio do vão.

Mourão e Silva (2004) também estudaram numericamente vigas de aço em situação de incêndio, determinando as temperaturas críticas de vigas em perfil I simplesmente apoiadas, biapoiadas e biengastadas sujeitas a diversos níveis de carregamento transversal e aquecimento uniforme. A análise foi obtida por meio do programa de computador ANSYS v7.1, considerando-se as não linearidades geométrica e do material, e a variação do diagrama tensão-deformação com a temperatura. As instabilidades local e global foram impedidas.

Os autores concluíram que, nas vigas simplesmente apoiadas, para temperaturas relativamente baixas, a dilatação da viga fez crescer o seu comprimento em δl . No entanto, a redução da rigidez do material propiciou um aumento da flecha de forma a inverter o sentido de movimentação do vínculo, como mostra a Figura 2.19.

Figura 2.19 - Inversão no sentido do vínculo de vigas simplesmente apoiadas



Fonte: Mourão e Silva (2004)

Quanto às vigas biapoiadas, notou-se que a reação vincular horizontal, devido ao aquecimento com temperaturas relativamente baixas, foi de compressão, havendo aumento da flecha, dos momentos fletores e das tensões de compressão, em relação à viga sem restrição à deformação. Aumentando ainda mais a temperatura, houve uma inversão no sentido da aplicação do esforço no vínculo, reduzindo os momentos fletores e aumentando as tensões relativas de tração, até que se atingiu o colapso plástico a uma temperatura superior àquela encontra na viga simplesmente apoiada. Portanto, as vigas consideradas isostáticas para efeito de cálculo têm uma temperatura crítica real maior do que aquelas calculadas por métodos simplificados que não consideram restrições à deformação axial, em que a temperatura crítica é definida como a temperatura limite suportada pela viga.

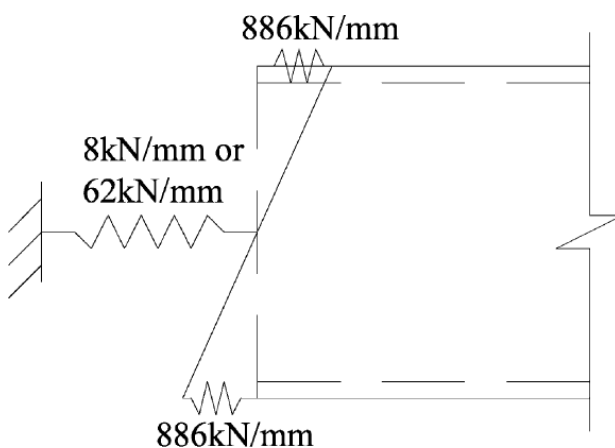
Por fim, as vigas biengastadas apresentaram uma reação horizontal menor que a reação nas vigas biapoiadas, já que, as flechas neste tipo de viga foram muito maiores do que naquele. Por isso, a temperatura crítica nas vigas biengastadas foi menor, mas deve-se lembrar que engastamento perfeito não é encontrado na prática.

Yin e Wang (2004) estudaram numericamente o comportamento de vigas de aço e as grandes deformações que apresentam a temperaturas elevadas. Para isso, realizou-se um estudo paramétrico que considerou o vão da viga, a distribuição de temperatura uniforme e não uniforme na seção transversal, nível do carregamento aplicado, nível da restrição axial e rotacional e os efeitos da instabilidade lateral com torção. A validação do modelo numérico foi feita por meio do programa ABAQUS, com o

elemento finito *SHELL* do tipo *S4R*, em duas partes: primeiramente, aplicou-se o carregamento estrutural e depois, elevou-se a temperatura.

Os resultados obtidos foram comparados aos dados experimentais do ensaio de Liu et al. (2002) para vigas com ligação do tipo capa de extremidade. Embora os autores não tenham fornecido informações sobre o nível de restrição rotacional, Yin e Wang assumiram que esse tipo de ligação fornece uma rigidez de 14000 kN.m/rad. Nas simulações numéricas, placas rígidas de 10 mm foram fixadas nas extremidades para assegurar a rotação plana da viga. A restrição axial foi modelada por uma mola elástica de rigidez igual a 8 kN/mm ou 62 kN/mm. A restrição rotacional foi modelada por duas molas de rigidez igual a 886 kN/mm, sendo cada uma posicionada como mostra a Figura 2.20.

Figura 2.20 - Aplicação das condições de contorno na validação numérica



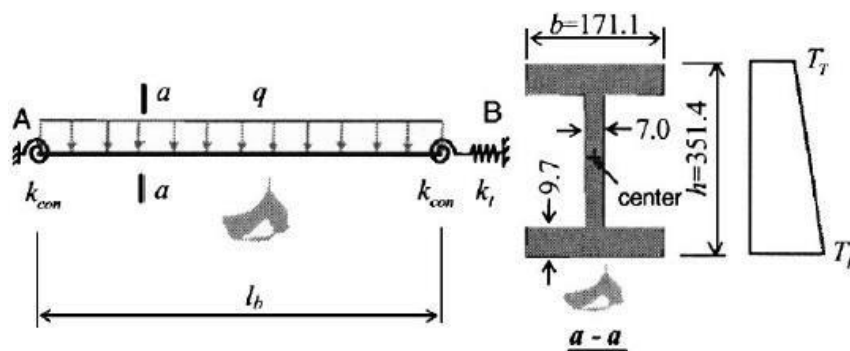
Fonte: Yin e Wang (2004)

Os estudos paramétricos abordaram quatro situações: viga com restrição axial infinita travada lateralmente; vigas lateralmente restringidas com diferentes níveis de restrição axial; viga com restrição axial infinita e diferentes níveis de restrição rotacional travadas lateralmente e vigas sujeitas a instabilidade lateral com torção. As dimensões da viga estudada foram 457x152x60 UB com vão de 5 m e 8 m, e 406x178x60 UB com vão de 8 m. A distribuição de temperatura foi uniforme e não uniforme na seção transversal. Aplicou-se um carregamento equivalente a 40% e 70%

do momento fletor resistente de uma viga simplesmente apoiada a temperatura ambiente.

Os autores concluíram que a inversão do esforço de compressão para tração, que surgiu em vigas com deslocamento axial impedido, proporcionou a viga maior capacidade resistente a altas temperaturas. Além disso, os efeitos do gradiente de temperatura, da restrição rotacional e da instabilidade lateral se mostraram secundários. O nível de restrição axial foi o fator mais notável já que, quanto maior restrição axial, menor a flecha na viga, o que é favorável à integridade do compartimento na qual a viga se encontrar. No entanto, elevado nível de restrição axial provocou uma significativa força de tração nas estruturas adjacentes. Como a restrição imposta vem dessas estruturas, elas devem ser suficientemente rígidas.

Tan e Huang (2005) utilizaram o método dos elementos finitos para estudar tanto o comportamento flexível quanto o semirrígido de uma viga em situação de incêndio. Para isso, foram consideradas uma mola linear elástica (restrição axial) e uma mola ideal semirrígida (restrição rotacional) no programa FEMFAN, desenvolvido na Universidade Tecnológica de Nanyang, que também incluiu os efeitos das não linearidades geométricas e do material. Fatores como resistência relativa, índice de esbeltez da viga, grau de restrição axial e gradiente térmico na seção transversal foram avaliados. A resistência relativa foi definida como a razão entre o momento solicitante e o momento de plastificação da viga a temperatura ambiente. Já o grau de restrição axial foi dado como a razão entre a rigidezes da mola elástica e da viga. O grau de restrição axial variou entre 0.02 e 1. Quatro índices de esbeltez foram utilizados, 20, 50, 75 e 100, representando tanto vigas compactas como esbeltas. Os efeitos das instabilidades local e global não foram considerados. A Figura 2.21 ilustra o modelo criado.

Figura 2.21 - Viga estudada com respectiva rigidez axial (k_i) e rotacional (k_{con})

Fonte: Tan e Huang (2005)

A análise numérica foi realizada, primeiramente, apenas com a restrição axial. Em seguida, acrescentou-se a mola semirrígida e os resultados foram comparados. Foi possível perceber um aumento na força axial máxima que, por sua vez, tornou o efeito da não linearidade geométrica mais pronunciado. Além disso, notou-se uma redução na flecha do meio do vão e um aumento na temperatura máxima suportada pela viga em razão do momento negativo que surgiu nas extremidades.

As respostas obtidas do método dos elementos finitos mostraram que, quanto maior a rigidez da restrição axial, maior foi o esforço axial exercido pela estrutura adjacente. Sendo assim, é necessário verificar essa estrutura e as ligações existentes nas extremidades durante o dimensionamento. Sobre o efeito da restrição axial, notou-se que a maioria das vigas estudadas sofreram a inversão do esforço de compressão para tração e resistiram a temperaturas maiores sem entrar em colapso. Vale destacar que, ao elevar o índice de esbeltez ou a restrição axial, houve uma redução na temperatura crítica da viga.

Wang e Yin (2005) desenvolveram um método simplificado de cálculo cujo principal objetivo foi avaliar os efeitos da força de tração induzida, ou força da catenária, em vigas de aço submetidas a temperaturas elevadas. Como não havia dados experimentais disponíveis à época, a eficiência do método foi testada em uma viga de perfil 457x152x60 com 8 m de comprimento, por meio do programa ABAQUS. Considerou-se uma distribuição de temperatura uniforme e não uniforme na seção transversal e diferentes condições de contorno nas extremidades.

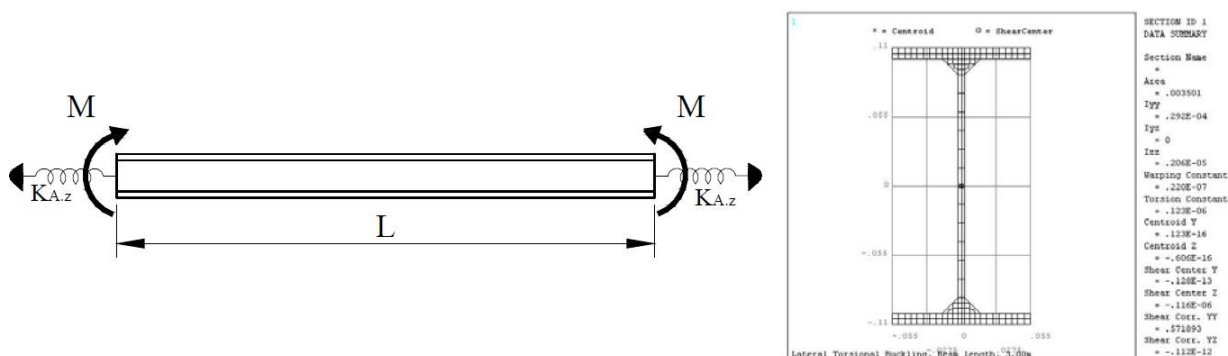
Os autores concluíram que, sob distribuição uniforme de temperatura, o método analítico previu uma força de tração maior que aquela obtida na simulação numérica, sendo o valor máximo igual à resistência à tração da viga. Portanto, as estruturas de apoio e as ligações dimensionadas segundo esse método terão uma capacidade resistente maior que a necessária, logo, a favor da segurança. Sob distribuição não uniforme de temperatura, ambas análises forneceram uma força de tração menor que a resistência à tração.

Mesquita et al. (2005) apresentaram análises não lineares de geometria e material em vigas sem contenção lateral, de aço IPE 220, de diferentes comprimentos, sujeitas a uma flexão uniforme, no qual o momento aplicado correspondeu a 40% e 60% da capacidade resistente da viga. Foram avaliados os efeitos da restrição axial e, para isso, estabeleceu-se um parâmetro chamado rigidez relativa (α) que foi definido como a razão entre a rigidez da restrição axial ($k_{A,z}$) e a rigidez inicial da viga ($k_{B,A} = EA/L$), como mostra a Equação 2.10.

$$\alpha = \frac{k_{A,z}}{k_{B,A}} \quad (2.10)$$

A viga e a restrição foram modeladas com os elementos *BEAM 189* e *COMBIN 39*, respectivamente, no programa ANSYS. O aço usado foi o S235, que possui um módulo de elasticidade igual a 210 GPa e coeficiente de Poisson igual a 0,3. A curva de incêndio-padrão ISO 834 e a relação constitutiva dada pelo EN 1993-1-2:1995 foram utilizadas. Aplicaram-se tensões residuais equivalentes a 30% da resistência ao escoamento e uma imperfeição inicial igual a $L/1000$. As vigas possuíam vão de 3 m e 6 m que eram destravados, portanto, sujeitos à instabilidade lateral. Os valores de rigidez relativa admitidos foram 2%, 5%, 15%, 30%, 60%, 80% e 100%. A Figura 2.22 mostra o modelo criado e a discretização da seção transversal do perfil.

Figura 2.22 - Condições de contorno do modelo e malha criada

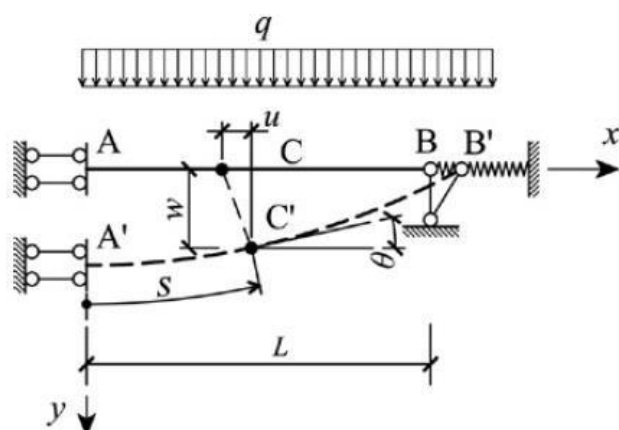


Fonte: Mesquita et al. (2005)

Os resultados mostraram que, para um grau de utilização de 40%, as vigas com um nível elevado de restrição axial desenvolveram deslocamentos maiores a temperaturas mais baixas em relação àquelas com nível menor de restrição, isso devido ao efeito da não linearidade geométrica. Com o aumento de temperatura, a restrição axial provocou uma força de compressão que permaneceu até o instante em que a viga não mais suportou o carregamento. Nesse instante, a viga começou a ter grandes deslocamentos, sem conseguir manter o seu equilíbrio ou, dependendo da rigidez axial, o esforço inicial inverteu o sinal e manteve o equilíbrio da viga até esgotar sua capacidade resistente. Dessa forma, a temperaturas elevadas, a viga deixou de estar sujeita à flexão uniforme e passou a estar solicitada a uma combinação de esforços de flexocompressão ou flexotração, causando no instante do colapso um grau de utilização diferente do inicial. Já para um grau de utilização igual a 60% e níveis menores de restrição axial, as vigas de maior vão conseguiram manter o equilíbrio devido à força axial. Aumentando o comprimento da viga, a instabilidade lateral e a inversão no esforço ocorreram a temperaturas inferiores.

Li et al. (2007) apresentaram um método que analisa o comportamento não linear de vigas axialmente restringidas a elevadas temperaturas. Para isso, consideraram como variáveis básicas, a rotação da seção (θ) e o comprimento do arco da viga deformada (s), como mostrado na Figura 2.23. A novidade da formulação proposta foi a inclusão de uma função que media o desequilíbrio entre forças internas e externas na seção transversal. Parâmetros como nível do carregamento aplicado, rigidez da restrição axial e gradiente de temperatura transversal e longitudinal foram estudados.

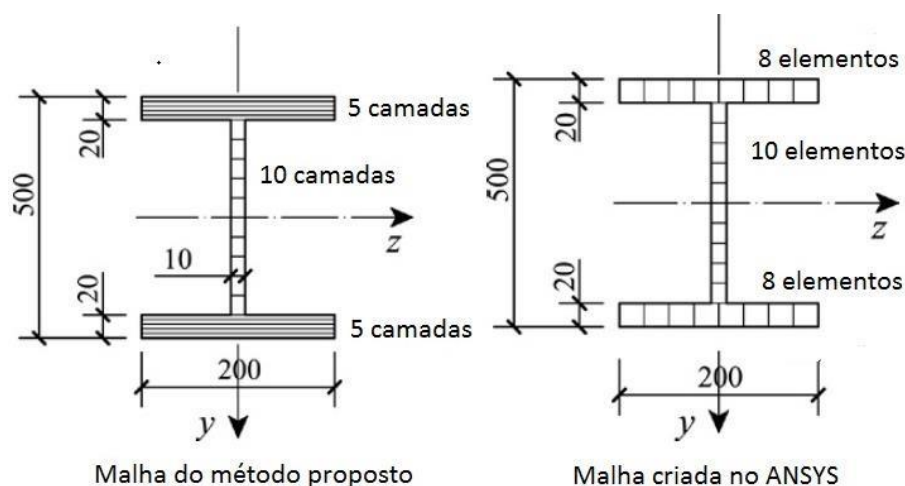
Figura 2.23 - Comprimento do arco e rotação da viga deformada



Fonte: Li et al. (2007)

A estrutura analisada foi assumida como uma viga de Euler-Bernoulli, uniformemente carregada, e cada nó, que representava a seção transversal da viga, com dois graus de liberdade. A flecha no meio do vão, os esforços axiais e o momento fletor foram calculados e seus valores comparados a um exemplo numérico desenvolvido no programa ANSYS. Tanto no método proposto como no programa computacional, o eixo da viga foi dividido inicialmente em cinco, vinte e cem elementos. No entanto, adotou-se a divisão em vinte elementos, uma vez que o resultado convergiu a partir desse valor, ou seja, a alteração na malha não provocou mudanças significativas nos resultados. A malha criada em ambos procedimentos é mostrada na Figura 2.24.

Figura 2.24 - Discretização da seção transversal



Fonte: Li et al. (2007) adaptado pela autora

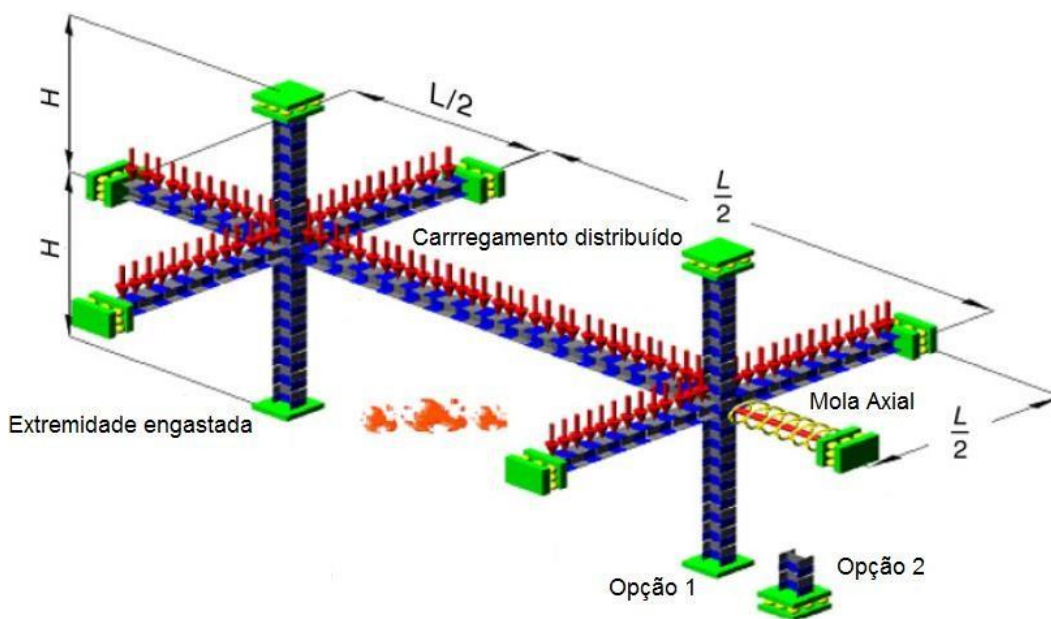
Na análise numérica, utilizou-se o elemento finito *SHELL* e a curva tensão-deformação do aço foi obtida do EN 1993-1-2:2001. Observando os gráficos comparativos entre os resultados, concluiu-se que a deformação na viga aumentou com a elevação da temperatura. Além disso, o nível do carregamento aplicado e a intensidade da rigidez axial influenciaram a intensidade da flecha e do esforço axial, que foi inicialmente de compressão e se tornou de tração. A falha da viga aconteceu porque sua capacidade resistente à tração foi atingida.

Heidarpour e Bradford (2009) apresentaram um método analítico que verificou o comportamento não linear de vigas de aço a temperaturas elevadas. A viga analisada foi restringida por molas axiais e rotacionais e submetida a gradientes térmicos na seção transversal e distribuição uniforme de temperatura ao longo do vão. A eficiência do método foi testada comparando os resultados com àqueles obtidos no programa ABAQUS. Os efeitos do escoamento do aço e da força da catenária foram considerados em uma viga de perfil UB 457x152x60, com um vão de 8 m de comprimento e carregamento uniformemente distribuído igual a 30 kN/m.

Os autores concluíram que as deformações na viga dependem do gradiente térmico e da rigidez imposta pelas restrições. A redução na rigidez das extremidades e o aumento da temperatura na mesa inferior provocaram um aumento das deformações. Além disso, notou-se que a inversão do esforço de compressão para tração ocorreu a temperaturas menores em extremidades mais flexíveis. Esse fenômeno se mostrou mais provável de acontecer em vigas com temperatura uniforme na seção transversal.

Kodur e Dwaikat (2009) realizaram análise paramétrica no programa ANSYS a fim de avaliar o comportamento de vigas de aço em incêndio. A Figura 2.25 ilustra a estrutura criada, cujos pilares tinham a base engastada e o topo livre para se deslocar; admitiu-se que a ligação viga-pilar era rígida e a viga era sem contenção lateral. A exposição ao fogo ocorreu por três lados e a distribuição de temperatura foi admitida não uniforme na seção transversal e uniforme ao longo do vão. Aplicou-se uma imperfeição inicial igual a $L/1000$ e tensões residuais equivalentes a 30% da resistência ao escoamento a temperatura ambiente. O modelo numérico foi validado com os resultados experimentais de Li e Guo (2008), sem considerar os efeitos das instabilidades locais.

Figura 2.25 - Estrutura criada para avaliar os efeitos das restrições axiais e rotacionais



Fonte: Kodur e Dwaikat (2009) adaptado pela autora

Parâmetros tais como níveis de carregamento, níveis de restrição axial e rotacional, tipo de incêndio e fluência do aço foram analisados. Consideraram-se três tipos de incêndio, sendo um deles obtido da curva de incêndio-padrão ASTM E119 e os outros dois fornecidos pelas curvas parametrizadas do EN 1993-1-2:2005. Verificou-se que a fluência aliviou as tensões no elemento, aumentou a flecha no meio do vão e reduziu a força axial induzida, à medida que o nível de carregamento cresceu. Por outro lado, o aumento do nível de carga favoreceu o crescimento das flechas e, conseqüentemente, a viga entrou no estágio da catenária nos momentos iniciais de exposição ao incêndio. Quanto ao tipo de incêndio, constatou-se que aqueles mais severos provocaram forças axiais maiores nos estágios iniciais, enquanto em incêndios moderados, essas forças se desenvolveram nos estágios finais.

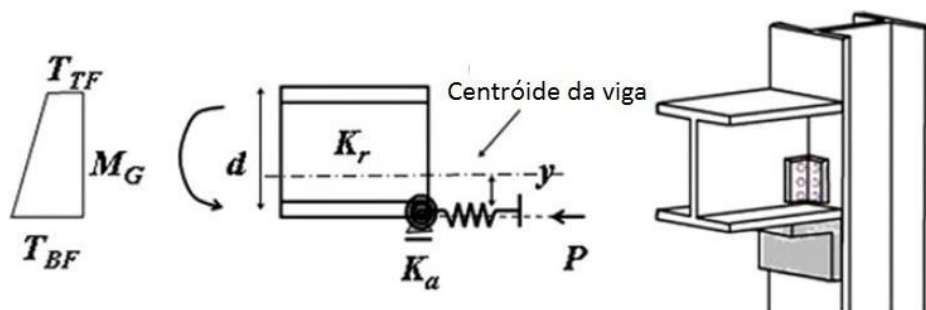
A restrição ao deslocamento longitudinal foi imposta a viga pelo pilar de apoio e pela mola axial, como mostra a Figura 2.25. Notou-se que, ao se elevar o nível de restrição, a força de compressão aumentou e os efeitos da não linearidade geométrica se tornaram mais evidentes. Por sua vez, a restrição rotacional foi analisada selecionando a opção 2 da Figura 2.25. Essa condição de contorno permitiu que a base do pilar se movesse longitudinalmente, mas impediu a rotação em todas as outras direções. Constatou-se que a restrição rotacional diminuiu a flecha e o

momento no meio do vão e, conseqüentemente, os efeitos da não linearidade geométrica foram amenizados. Além disso, observou-se que o aumento da restrição rotacional favoreceu a capacidade resistente da viga à instabilidade lateral com torção, visto que, as tensões de compressão que a provocam diminuíram no meio do vão.

Por fim, analisou-se a influência das restrições axiais e rotacionais em conjunto. Verificou-se que, enquanto a restrição axial diminuiu o tempo necessário para a ocorrência da instabilidade lateral com torção, a restrição rotacional aumentou esse tempo. No entanto, a consideração de ambas as restrições atuando elevaram a força axial de compressão.

Dwaikat e Kodur (2011) analisaram analiticamente o comportamento de vigas restringidas em situação de incêndio e propuseram uma formulação que forneceu os valores dos esforços induzidos e dos deslocamentos de forma mais fácil que o método dos elementos finitos e menos onerosa que os ensaios experimentais. Essa abordagem, com base nas equações de equilíbrio, considerou o gradiente térmico na seção transversal, as restrições nas extremidades e a excentricidade da ligação, o nível de carregamento aplicado, a geometria da viga e o tipo de incêndio, padrão ou real. O método proposto não considerou a ocorrência da instabilidade local que, por sua vez, foi considerada na validação por meio do programa ANSYS. A Figura 2.26 mostra o gradiente térmico, a restrição nas extremidades e a excentricidade da ligação.

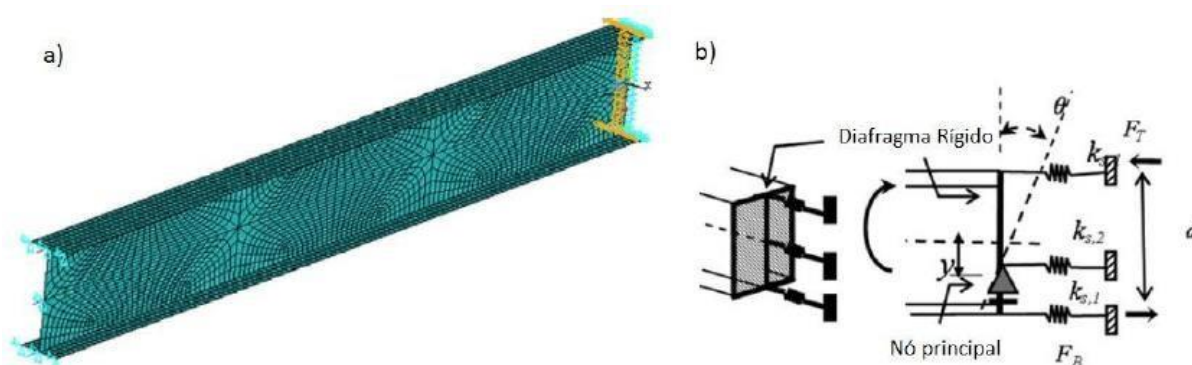
Figura 2.26 - Gradiente térmico, restrição na extremidade e excentricidade da ligação



Fonte: Dwaikat e Kodur (2011) adaptado pela autora

Os resultados analíticos foram comparados àqueles obtidos numericamente. A análise numérica foi desenvolvida com dois modelos, sendo um térmico e o outro estrutural, validados pelos dados experimentais obtidos de Li e Guo (2008). No modelo estrutural, utilizou-se o elemento finito *SHELL 93*, que contabilizou as não linearidades geométricas e do material. A malha criada foi mais refinada nas mesas e nas extremidades a fim de se verificar os modos de instabilidade que viessem a acontecer. A instabilidade lateral com torção não foi considerada. Dessa forma, a mesa superior foi travada ao longo do comprimento da viga. Os efeitos das restrições axiais e rotacionais na estrutura foram incorporados por meio de três molas modeladas com o elemento finito *COMBIN 39*. As rigidezes axiais e rotacionais das molas foram iguais a 39,5 kN/mm e 54 kN.m/mrad, respectivamente. Aplicou-se uma restrição ao deslocamento na extremidade da viga de modo que todos os nós da região seguissem um nó principal e, conseqüentemente, comportaram-se como um diafragma rígido. Já no modelo térmico, empregou-se os elementos finitos *PLANE 55* e *SURF 151*, sendo esse último sobreposto sobre o primeiro a fim de simular os efeitos da radiação. As propriedades termomecânicas utilizadas se basearam no EN 1993-1-2:2005. A Figura 2.27 ilustra o modelo criado e suas condições de contorno.

Figura 2.27 - Características do modelo estudado: (a) Malha estrutural e condições de apoio (b) Restrições axiais e rotacionais



Fonte: Dwaikat e Kodur (2011) adaptado pela autora

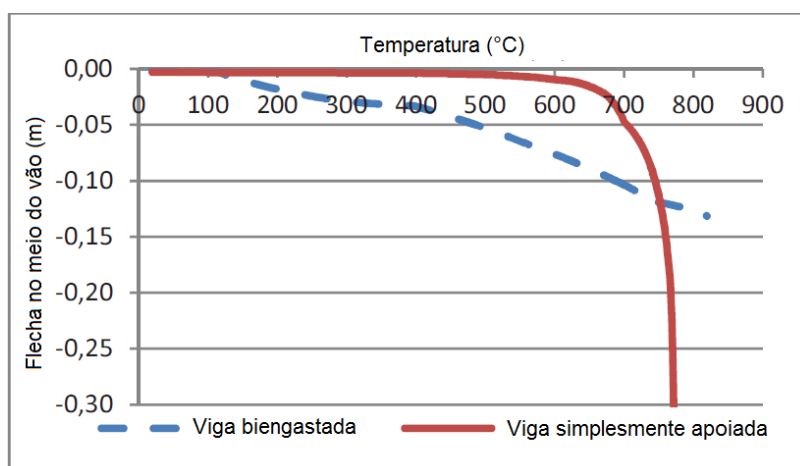
Os autores concluíram que elevados valores de restrição axial provocaram o escoamento do aço e flechas elevadas nos primeiros estágios do incêndio. O aumento da flecha causou a inversão do esforço de compressão para tração que, por sua vez,

melhorou a capacidade resistente da viga. Além disso, notou-se que o gradiente térmico elevou a flecha no meio do vão e as rotações nas extremidades. Um momento fletor negativo foi gerado nos apoios e este reduziu o momento fletor no meio do vão, no caso de vigas com restrição à rotação. Por fim, durante a exposição ao fogo, a instabilidade local aconteceu na mesa inferior dos perfis de seções compactas após o escoamento do aço, nas proximidades dos apoios. No caso de vigas axialmente restringidas, a influência da instabilidade local foi insignificante em razão da força de tração que surgiu.

Kucz et al. (2013) avaliaram numericamente a influência do tipo apoio no desempenho de vigas de aço submetidas a temperaturas elevadas. Foram estudadas vigas de perfil laminado IPE 330, simplesmente apoiadas e biengastadas, com carregamento uniformemente distribuído e aquecimento segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834. A análise numérica foi feita com o programa ABAQUS, considerando as não linearidades geométricas e do material.

Os autores observaram a formação de rótula plástica no meio do vão da viga simplesmente apoiada; nas vigas biengastadas, as rótulas plásticas se formaram no meio do vão e nos apoios. Quanto à máxima temperatura suportada pela viga, a viga biengastada apresentou uma temperatura de 811 °C superior aos 773 °C da viga simplesmente apoiada, como mostra o gráfico da Figura 2.28.

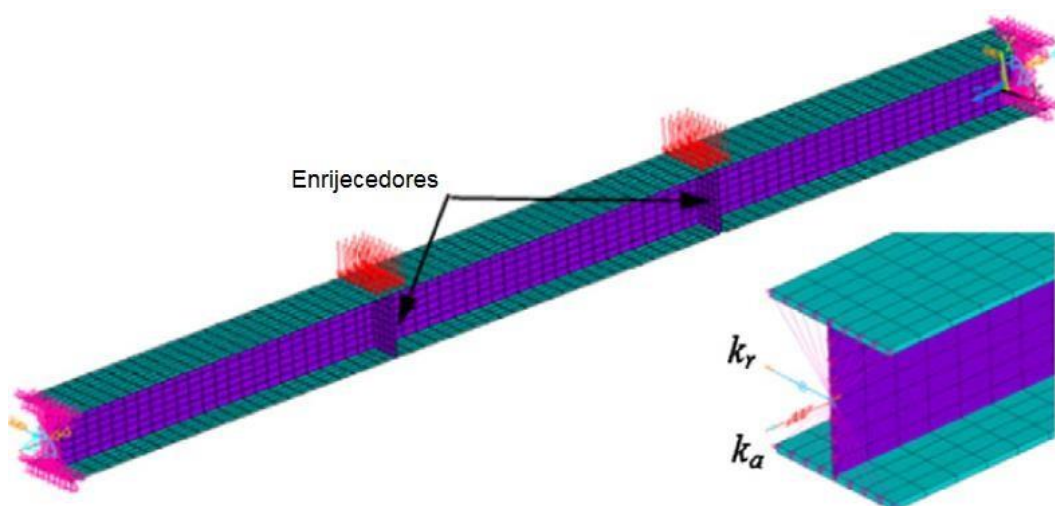
Figura 2.28 - Comparativo entre as deformações da viga com diferentes tipos de apoio



Fonte: Kucz et al. (2013) adaptado pela autora

Zhang et al. (2013) analisaram numericamente vigas de aço com restrição axial e rotacional sujeitas a incêndio localizado. Foram considerados três tipos de aquecimento: constante, segundo a curva de incêndio padrão ISO 834 e NFSC (*Natural Fire Safety Concept*). Com o auxílio do programa ANSYS, os autores utilizaram os experimentos de Liu et al. (2002) e Li e Guo (2008) para validar o modelo numérico proposto. Para o experimento de Liu et al. (2002), as rigidezes axiais e rotacionais foram admitidas iguais a 8 kN/mm e 140000 N.m/rad, respectivamente. Já para o experimento de Li e Guo (2008), a rigidezes axiais e rotacionais foram admitidas iguais a 39,54 kN/mm e $1,09 \times 10^8$ N.m/rad, respectivamente. A validação do modelo foi feita em duas etapas: térmica e termestrutural. Na etapa térmica, o elemento finito *SHELL 131* foi utilizado e na etapa termestrutural, utilizou-se o elemento finito *SHELL 181*. As restrições axiais e rotacionais foram modeladas pelo elemento de mola *COMBIN 14*. Os resultados da análise térmica foram importados como carregamento e aplicados no modelo da análise termestrutural. A Figura 2.29 ilustra o modelo criado para a simulação do experimento de Li e Guo (2008).

Figura 2.29 - Modelagem numérica do experimento de Li e Guo (2008)



Fonte: Zhang et al. (2013) adaptado pela autora

Concluída a validação, analisaram-se vigas com vãos de 2 m e 4,5 m, com restrições axiais e rotacionais ou apenas axiais, carregamento equivalente a 50% e 70% da capacidade resistente à flexão, submetidas a três tipos de aquecimento, sendo um

deles de acordo com a curva de incêndio-padrão ISO 834. A fonte de calor foi posicionada no meio do vão e o aquecimento durou 60 minutos. Em todos os casos, as vigas foram expostas ao fogo por três lados. Assumiu-se a mesa superior sendo adiabática.

Verificou-se que a distribuição de temperatura em vigas sujeitas a incêndio localizado foi não uniforme na seção transversal e ao longo do vão, sendo que a temperatura nas proximidades da fonte de calor alcançou valores bem maiores que nos pontos mais distantes. Além disso, a deformada da viga se mostrou diferente entre os tipos de aquecimento. A viga aquecida segundo a ISO 834 apresentou apenas grandes deformações, enquanto que em outros casos foram notadas deformações e instabilidades globais e locais.

2.5 CONSIDERAÇÕES SOBRE OS TRABALHOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS

Diversos autores estudaram numericamente ou experimentalmente o comportamento de vigas de aço em situação de incêndio. No campo experimental, Liu et al. (2002) e Wang et al. (2011) realizaram testes em vigas com restrição axial sob aquecimento segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834. Piloto e Vila Real (2001), Wald et al. (2006) e Li e Guo (2008) utilizaram uma curva temperatura-tempo arbitrária a fim de simular as condições de incêndio natural. Em todos os ensaios, a exposição ao fogo foi considerada por três lados, seja pela presença de revestimento contra fogo ou de laje mista de aço e concreto, o que provocou um gradiente térmico na seção transversal.

No campo numérico, Silva (1997), Usmani et al. (2001), Lopes et al. (2003), Moss et al. (2004), Mourão e Silva (2004) e Kucz et al. (2013) analisaram vigas com restrição axial ou rotacional de rigidez infinita. Já Yin e Wang (2004), Tan e Huang (2005), Mesquita et al. (2005), Li et al. (2007), Heidarpour e Bradford (2009), Kodur e Dwaikat (2009), Dwaikat e Kodur (2011) e Zhang et al. (2013) consideraram níveis diferentes de restrição axial e rotacional, uma vez que o engastamento perfeito e o livre deslocamento não são comuns na prática. Em sua maioria, os autores admitiram um aquecimento uniforme, com exceção de Moss et al. (2004), Mesquita et al. (2005),

Kodur e Dwaikat (2009), Kucz et al. (2013) e Zhang et al. (2013), que utilizaram curvas de incêndio-padrão. A distribuição de temperatura foi adotada como uniforme ao longo da viga, porém, em Zhang et al. (2013) o incêndio localizado provocou um gradiente térmico longitudinal. Quanto às instabilidades, Lopes et al. (2003), Yin e Wang (2004), Mesquita et al. (2005), Kodur e Dwaikat (2009) e Zhang et al. (2013) estudaram a influência da instabilidade global. As instabilidades locais, em geral, não foram consideradas, sendo permitidas em Dwaikat e Kodur (2011) e Zhang et al. (2013).

Concluiu-se que vigas de aço com dilatação térmica restringida em situação de incêndio apresentaram uma força axial de compressão que atingiu um valor máximo e depois diminuiu, tornando-se de tração. Esse comportamento foi influenciado por parâmetros tais como nível de carregamento, nível de restrição, tipo de incêndio, entre outros. Além disso, comprovou-se que a presença da restrição rotacional foi favorável à capacidade resistente, visto que aumentou a temperatura máxima suportada pela viga. No entanto, os experimentos de Liu et al. (2002), Wald et al. (2006), Li e Guo (2008) e Wang et al. (2011) mostraram que a presença de ambas as restrições provocou instabilidades locais.

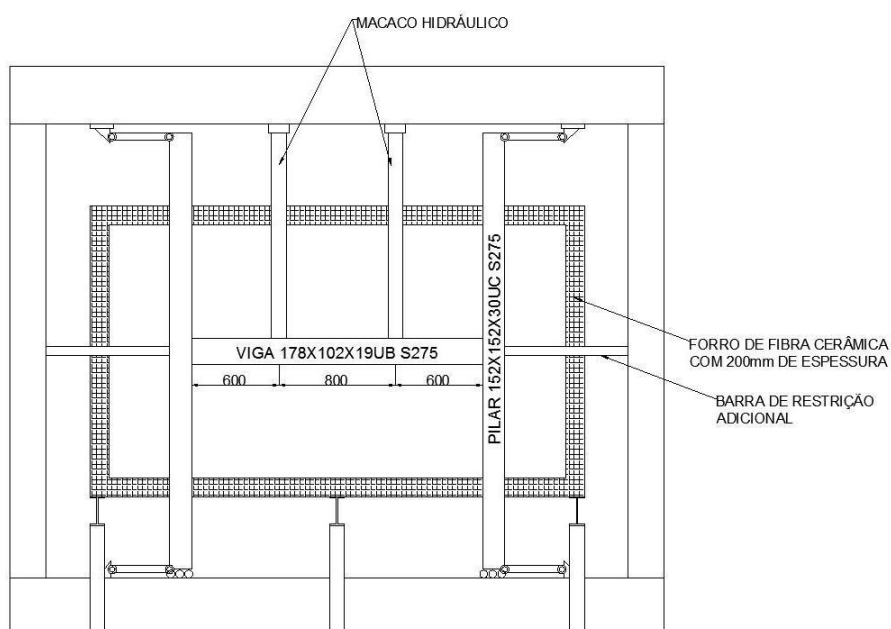
Nesse contexto, esta dissertação estudará vigas de aço com restrições axial e rotacional nos apoios, submetidas ao aquecimento segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834 e com distribuição de temperatura uniforme ao longo do vão e não uniforme na seção transversal (mesa superior adiabática). Não se considerou instabilidade lateral com torção. Permitiram-se apenas as instabilidades locais. A influência do nível de carregamento, comprimento do vão, tipo de perfil e das restrições com rigidez finita serão analisadas.

3 MODELO EXPERIMENTAL DE REFERÊNCIA

3.1 DESCRIÇÃO DO ENSAIO

Liu et al. (2002) estudaram os efeitos da restrição axial e rotacional em vigas sujeitas a altas temperaturas. Para isso, foi realizada uma série de ensaios em um novo forno à época construído na Universidade de Manchester, no qual vigas sem revestimento contra fogo eram carregadas e analisadas. A estrutura foi montada como mostra a Figura 3.1.

Figura 3.1 - Estrutura de ensaio

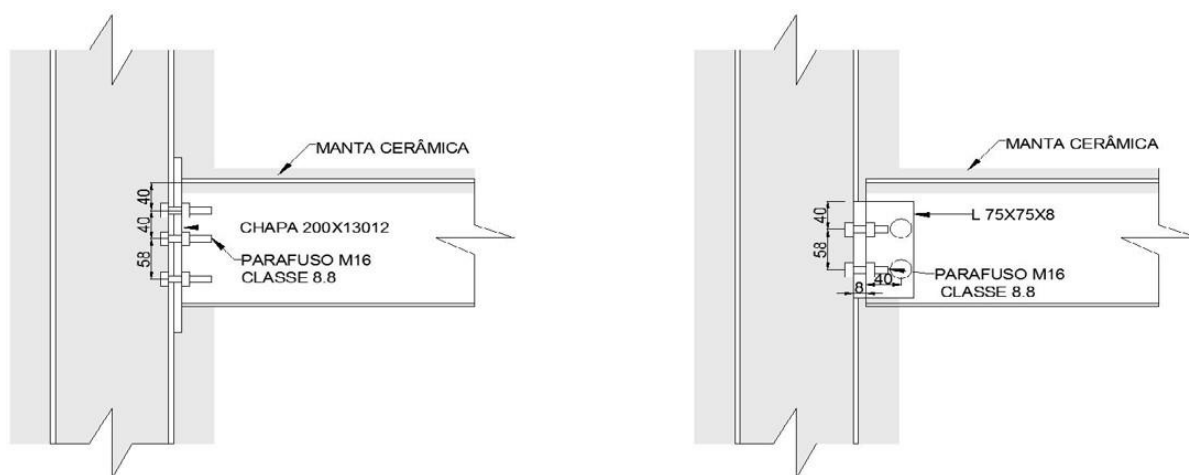


Fonte: Liu et al. (2002)

O aquecimento da viga, de seção 178x102x19 UB (S275), foi feito uniformemente segundo a curva de incêndio-padrão ISO 834 (vide Anexo A para mais comentários sobre tipos de incêndio). A fim de simular a presença da laje de concreto na mesa superior do perfil, que não recebe calor, foi colocada uma manta cerâmica de 15 mm de espessura. Os pilares, de seção 152x152x30 UC (S275), e as ligações também foram revestidos com o mesmo material, porém com 50 mm de espessura. As forças transversais foram aplicadas por dois macacos hidráulicos independentes posicionados a 600 mm das extremidades da viga.

Dois tipos de ligações foram utilizados: com placa de extremidade e dupla cantoneira de alma. Essa última, por se tratar de uma ligação flexível e não transmitir momento significativo, foi dimensionada apenas ao esforço cortante. As cantoneiras eram de seção 75x75x8 e ligadas por parafusos M16 classe 8.8. A placa de extremidade possuía 10 mm de espessura e também era ligada por parafusos M16 classe 8.8. A Figura 3.2 mostra os dois tipos de ligação consideradas.

Figura 3.2 - Tipos de ligação



a) Ligação com placa de extremidade

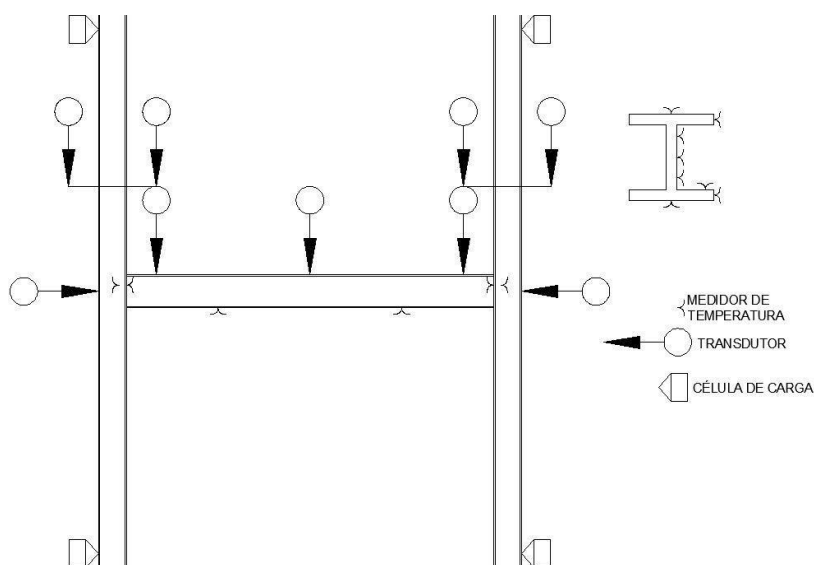
b) Ligação com dupla cantoneira

Fonte: Liu et al. (2002)

3.2 INSTRUMENTAÇÃO

A fim de analisar a distribuição da temperatura, medidores de temperatura foram instalados em pontos considerados importantes (seção transversal no meio do vão, a 100 mm das extremidades da viga, ligações e alma do pilar). O comportamento da viga foi avaliado em termos de momento fletor e esforço axial resistidos pelas ligações, rotação das ligações e a flecha no meio do vão. Os esforços transmitidos pelas ligações para os pilares foram mensurados pelas células de carga que determinavam a intensidade da reação horizontal na parte superior e inferior do pilar. Já a rotação e a flecha foram determinadas pelos transdutores, posicionados como mostra a Figura 3.3.

Figura 3.3 - Instrumentação do ensaio



Fonte: Liu et al. (2002)

3.3 PLANO DE ENSAIO

O plano de ensaio consistiu na realização de experimentos com três níveis de carregamento diferentes, equivalentes à 30%, 50% e 70% da capacidade resistente ao momento fletor de uma viga biapoiada à temperatura ambiente. O carregamento era aplicado manualmente, à temperatura ambiente, e mantido constante durante o ensaio. As restrições axiais foram impostas pelo pilar 152x152x30UC (S275), de rigidez 8 kN/mm, e pela barra (restrição externa), de rigidez 35 kN/mm ou 62 kN/mm, conforme visto na Figura 3.1. O plano de ensaio é dado na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Plano de Ensaio

Número do Teste	Restrição axial (kN/mm)	Tipo de Ligação	Carga aplicada por macaco hidráulico P (kN)	Nível de carregamento de projeto	Nível de carregamento real	Temperatura ao se atingir 100mm de flecha (°C)	Temperatura ao se atingir 150mm de flecha (°C)	Temperatura crítica de projeto (°C)	Observações	
FUR09	Simplesmente apoiada		40	0,5	0,42	686	Não foi medida	674		
FUR20			56	0,7	0,58	667		626		
FUR14	8 (rigidez do pilar de apoio)	Dupla cantoneira	40	0,5	0,42	720		674		
FUR16			56	0,7	0,58	700		626		
FUR21			Chapa de extremidade	16	0,2	0,16	Acima de 862			780
FUR13			40	0,5	0,44	734		668		
FUR15			56	0,7	0,61	739		622	Temperatura da mesa superior excepcionalmente baixa	
FUR17			72	0,9	0,75	700		575		
FUR27	35	Chapa de extremidade	25	0,31	0,26	822	900	753		
FUR25			40	0,5	0,4	747	787	680		
FUR26			56	0,7	0,58	717	742	626		
FUR32		Dupla cantoneira	40	0,5	0,42	718	735	674		
FUR29		Chapa de extremidade	24	0,3	0,25	842	900	753	A carga aumentou para 30kN (580-705°)	
FUR28			40	0,5	0,42	740		674	Instabilidade lateral com torção	
FUR31			40	0,5	0,42	750	830	674		
FUR30			56	0,7	0,58	730	747	626		

Fonte: Liu et al. (2002)

O momento e o esforço cortante resistentes da viga é de 48 kN.m e 156 kN, respectivamente, para uma resistência ao escoamento de 275 N/mm². Dessa forma, o carregamento máximo que poderia ser aplicado por cada macaco hidráulico era de 80 kN, à temperatura ambiente. De acordo com BS476 – 21:1987, o critério para se considerar a falha da viga é quando a flecha excede L/20 do vão. No entanto, permitiu-se que a flecha alcançasse valores maiores para se estudar o efeito da catenária.

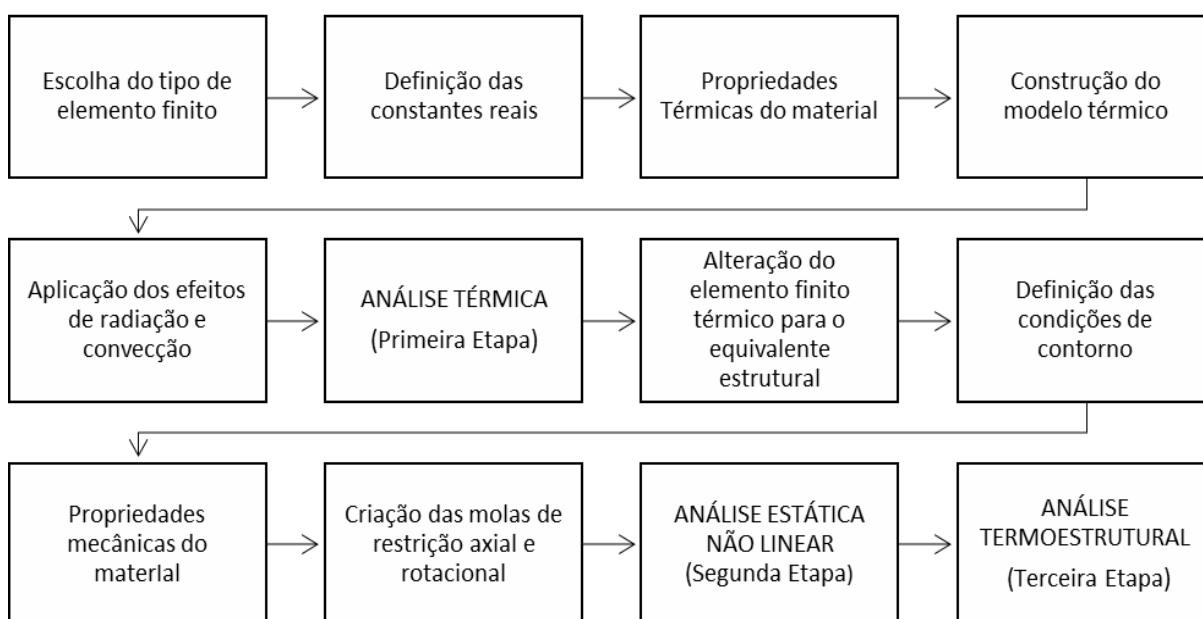
Os primeiros testes foram realizados em vigas com ligação de placas de extremidade. Notou-se que as vigas falhavam prematuramente por instabilidade local da alma entre a ligação e ponto de aplicação de força. Como esse tipo de falha não era previsto no experimento, enrijecedores horizontais foram soldados à meia altura da alma.

4 ANÁLISE NUMÉRICA

A análise numérica desenvolvida neste trabalho utilizou rotinas de programação denominadas APDL (Ansys Parametric Development Language) do programa computacional ANSYS 17.0.

Os modelos elaborados foram estudados em três etapas. A primeira etapa foi a análise térmica transiente que forneceu a distribuição de temperatura na seção transversal da viga e ao longo do vão. A segunda etapa se referiu à análise estática não linear, à temperatura ambiente, que considerou as restrições axial e rotacional. A terceira e última etapa tratou da análise termomecânica na qual o comportamento não linear da viga foi analisado com o acoplamento dos resultados obtidos na análise térmica. A Figura 4.1 mostra o passo a passo desenvolvido no programa até a conclusão de cada uma das etapas citadas.

Figura 4.1 - Etapas desenvolvidas no ANSYS



Fonte: Autora

Para validação do modelo foi escolhido o ensaio experimental FUR13 de Liu et al. (2002), que possuía um nível de carregamento equivalente a 50% do momento fletor resistente, ligação do tipo chapa de extremidade e restrição axial de 8 kN/mm (vide

Apêndice A para simulação numérica de outros testes dos mesmos autores). Optou-se por simular numericamente este ensaio visto que ele possuía um carregamento intermediário, entre os três analisados, e o tipo de ligação que apresentou a inversão do esforço de compressão para tração.

4.1 ANÁLISE TÉRMICA

A base para análise térmica no ANSYS é a equação de equilíbrio térmico obtida do princípio de conservação de energia. De acordo com o *Mechanical APDL Thermal Analysis Guide*, o programa apresenta dois tipos de análise:

- Análise térmica estacionária: determina a distribuição de temperatura e outras grandezas térmicas sob condições estacionárias de carregamento, ou seja, a variação das grandezas térmicas dentro de um período de tempo pode ser desconsiderada;
- Análise térmica transiente: determina temperatura e outras grandezas térmicas em função do tempo. Na engenharia, são comumente usadas temperaturas calculadas por meio da análise térmica transiente, as quais servirão como dados de entrada em análises estruturais para avaliação das tensões induzidas pela temperatura.

O ANSYS trabalha com três modos de transferência de calor: condução, convecção e radiação (vide Anexo B para mais comentários sobre esses mecanismos). Para a resolução do problema térmico de condução, devem ser fornecidas as propriedades de condutividade térmica e densidade. A convecção é especificada como carregamento de superfície em elementos finitos do tipo sólido ou casca. É necessário fornecer ao programa o coeficiente de transferência de calor por convecção (α_c) e a temperatura do fluido incidente na superfície do elemento.

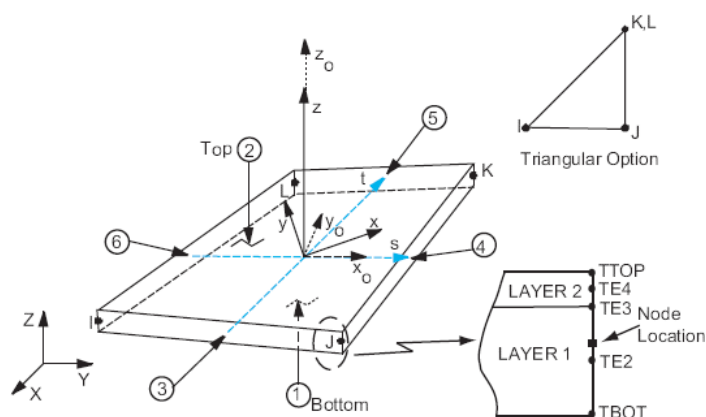
Os problemas envolvendo a radiação podem ser solucionados com um dos métodos a seguir: pelo uso do elemento finito linear de radiação (*LINK 31*), pelo uso do elemento finito de superfície de contato (*SURF 152*) com a opção radiação, pela geração de uma matriz de radiação ou pelo uso do método solução da radioatividade. No presente trabalho, optou-se pelo uso do elemento de superfície de contato com a opção radiação ativada. Mais detalhes sobre os modos de transferência de calor são encontrados em *Mechanical APDL Thermal Analysis Guide* do ANSYS v17.0.

4.1.1 Elementos finitos adotados

Os procedimentos adotados na análise térmica foram os mesmos já utilizados em Regobello (2007), Kimura (2009) e Dorr (2010). Em virtude dos bons resultados obtidos em Dorr (2010), optou-se pelo uso do elemento finito *SHELL 131* para modelar a viga de aço e do elemento finito *SURF 152* para aplicar os efeitos térmicos.

O elemento *SHELL 131* possui quatro nós e informa o campo de temperatura através do plano e da seção transversal. Esse elemento é tridimensional do tipo casca, pode ser decomposto em camadas, possui até 32 graus de liberdade (TBOT, TTOP, TE2, TE3, etc.) relacionados a temperatura e é utilizado tanto em análises térmicas estacionárias quanto em análises térmicas transientes. A Figura 4.2 ilustra o elemento finito *SHELL 131*.

Figura 4.2 - Elemento finito SHELL 131

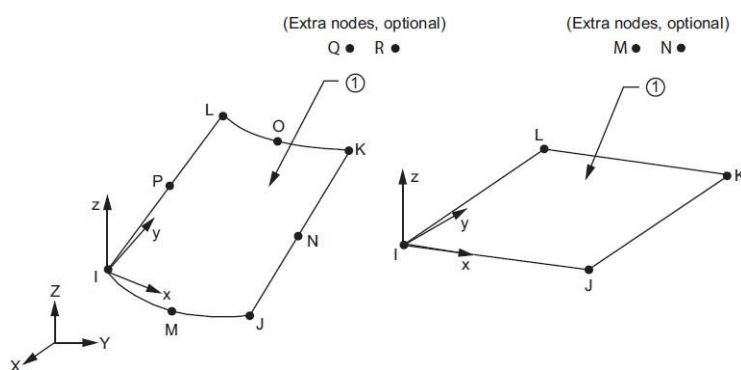


Fonte: ANSYS 17.0

A decomposição em camadas pode ser aplicada para representar mudanças físicas das propriedades do material ao longo da espessura, ou a análise dos efeitos transientes com maior detalhamento. Em cada camada, a variação da temperatura ocorre de forma linear ou quadrática. A variação quadrática é geralmente utilizada para análises transientes ou com materiais fortemente dependentes da variação de temperatura, enquanto que a variação linear é utilizada para análises estáticas com materiais que não dependem da variação da temperatura ou são fracamente dependentes.

O elemento *SURF 152* é definido por quatro a nove nós e é utilizado na aplicação dos efeitos de superfície, neste caso convecção e radiação, de análises térmicas. Seu único grau de liberdade é a temperatura (TEMP) e as propriedades atribuídas a ele são fator de emissividade, constante de Stefan-Boltzmann e coeficiente de convecção. A Figura 4.3 ilustra o elemento *SURF 152*.

Figura 4.3 - Elemento finito SURF 152



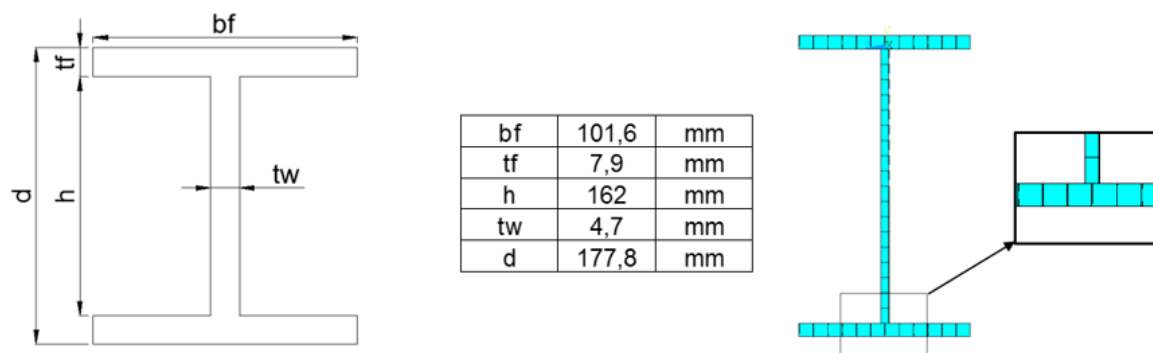
Fonte: ANSYS 17.0

A opção do nó extra permite que seja aplicada uma temperatura “ambiente” que corresponde a temperatura dos gases na situação de incêndio. Dessa forma, o nó extra funciona como uma fonte de calor. O elemento *SURF 152* permite que apenas um efeito de superfície seja aplicado por vez. Sendo assim, dois elementos finitos são sobrepostos, um para a ação térmica de convecção e outro para a ação térmica de radiação.

4.1.2 Especificações do modelo numérico proposto

Como informado no item 3.1, Liu et al. (2002) utilizaram no seu experimento uma viga de aço de perfil 178x102x19 UB. Na discretização do perfil de aço do modelo numérico deste trabalho, adotou-se aleatoriamente elementos finitos no tamanho de 10 mm (vide no item 4.3.3 deste texto, comentários sobre teste de malha). A Figura 4.4 ilustra as propriedades geométricas do perfil e a malha de elementos criada.

Figura 4.4 - Propriedades geométricas do perfil e malha de elementos



Fonte: Autora

Na construção do modelo numérico, dentro das opções do elemento finito *SHELL 131*, o coeficiente de transferência de calor foi medido com base na média das temperaturas da superfície do elemento e do fluido incidente na superfície. A variação de temperatura escolhida foi de forma quadrática e o número de camadas igual a um. Existia ainda a possibilidade de mudar o grau de liberdade TBOT para TEMP com a opção PAINT. No entanto, optou-se por manter o grau de liberdade TBOT com a opção THERMAL SHELL.

Em cada elemento da viga, foram criados quatro elementos finitos de superfície com o *SURF 152*, sendo dois para a convecção e dois para a radiação. Para cada efeito térmico foram necessários dois elementos porque cada um foi empregado com um grau de liberdade diferente, TBOT ou TTOP. Dessa maneira, na mesa do perfil, por exemplo, um elemento de superfície foi usado na face inferior da mesa (TBOT) e o outro foi usado na face superior (TTOP). Todos os quatro elementos possuíam a opção do nó extra ativada.

O cálculo da matriz de condutividade da superfície de radiação utilizou o valor da emissividade, inserido como propriedade do material, a constante Stefan-Boltzmann e o fator de forma, sendo que esses últimos foram inseridos como constantes reais. O fator de forma padrão foi adotado igual 1, como sugerido em Regobello (2007). O cálculo da matriz de condutividade da superfície de convecção utilizou o coeficiente de convecção, que foi inserido sobre o elemento como carregamento térmico.

As propriedades térmicas inerentes ao material, como calor específico, emissividade, alongamento térmico e condutividade térmica, e a densidade foram definidas com

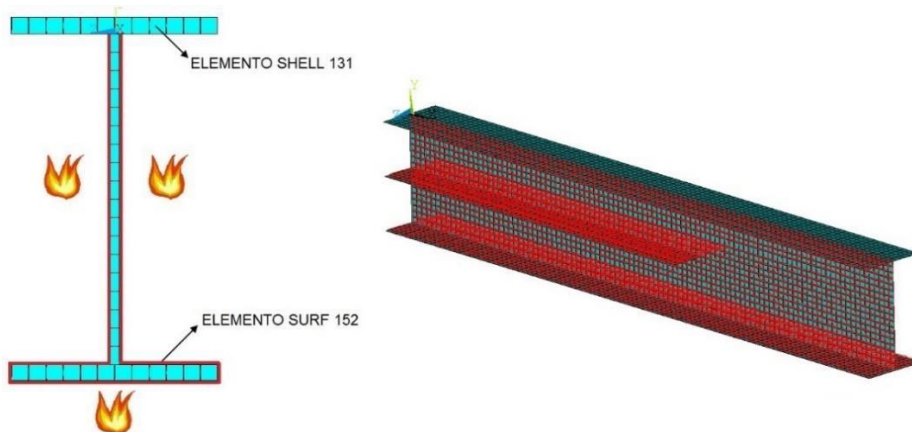
base no EN 1993-1-2:2005. O coeficiente de transferência de calor por convecção (α_c) foi adotado igual $25 \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ e a constante de Stefan-Boltzmann igual a $5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ K}^4$. A densidade foi considerada independente da temperatura e igual a 7850 kg/m^3 .

Para que não fosse necessário fazer conversão de unidade de temperatura para Kelvin, utilizou-se o comando TOFFST com o valor de 273. Desse modo, a temperatura e os demais dados relacionados a ela foram fornecidos em $^\circ\text{C}$. A temperatura inicial adotada foi de $20 \text{ }^\circ\text{C}$.

4.1.3 Resultados da Análise Térmica

No experimento de Liu et al. (2002), a mesa superior da viga de aço foi revestida com uma manta cerâmica a fim de se criar um gradiente de temperatura na seção transversal do perfil. No presente trabalho, definiu-se a mesa superior sendo adiabática assim como Hanus (2008), que validou seu trabalho com o mesmo experimento. Segundo esse autor, essa consideração não está de acordo com a realidade uma vez que o revestimento contra fogo impede o fluxo de calor por um período limitado de tempo, no entanto, a precisão obtida é suficiente para fazer com que a distribuição de temperatura seja aceita na análise. A Figura 4.5 exemplifica o modelo térmico criado, no qual se utilizou o recurso da simetria que permite que apenas metade da estrutura seja modelada.

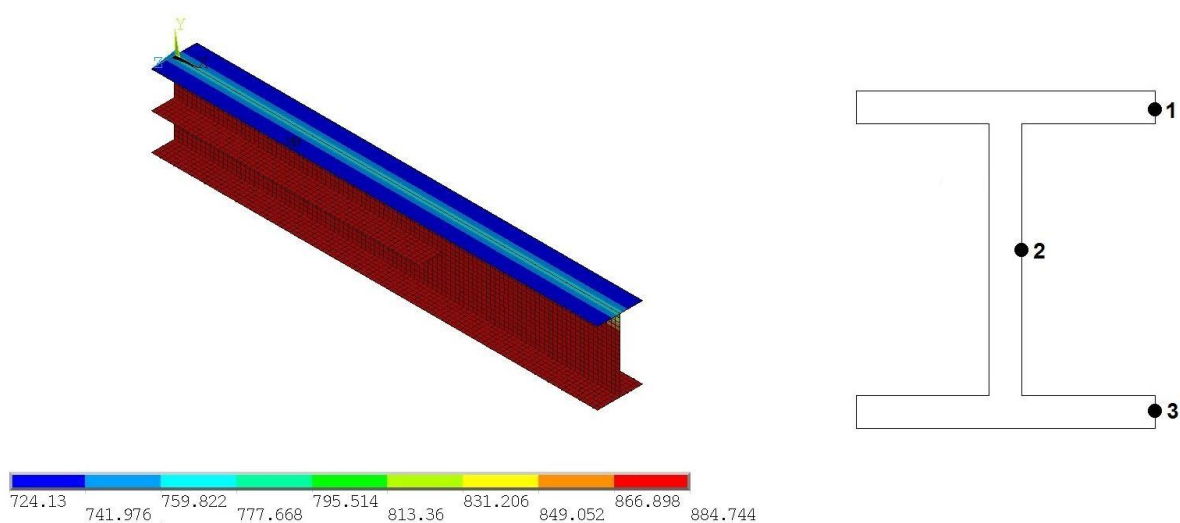
Figura 4.5 - Modelo térmico



Fonte: Autora

A variação de temperatura seguiu a curva-padrão ISO 834 e foi aplicada a um nó extra criado bem próximo à viga. Como o ensaio durou aproximadamente 40 minutos, a análise térmica foi realizada durante o mesmo tempo. Para extrair a temperatura alcançada em cada elemento da viga, foram escolhidos os nós das extremidades das mesas (nó 1 e nó 3) e o nó posicionado à meia altura da alma (nó 2). A Figura 4.6 mostra a localização desses nós e a distribuição de temperatura na viga.

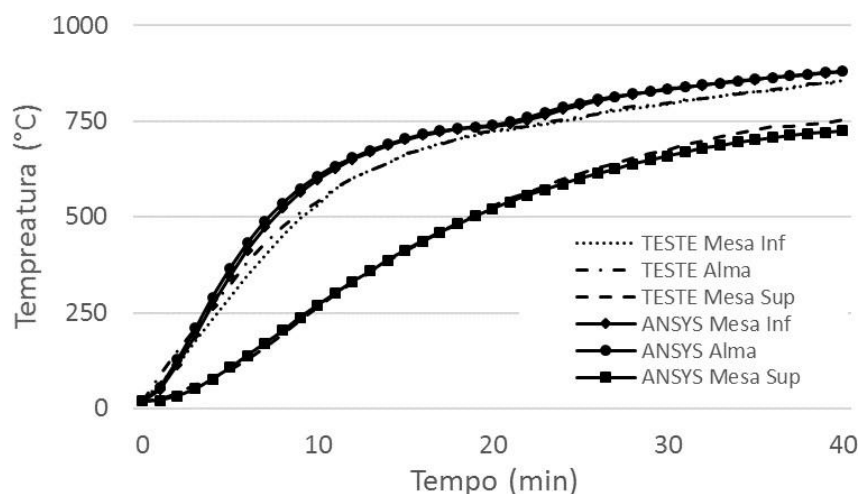
Figura 4.6 - Campo térmico e pontos de extração de resultados



Fonte: Autora

O gráfico da Figura 4.7 compara os resultados nodais obtidos numericamente e experimentalmente. Nota-se que, embora a mesa superior tenha sido considerada adiabática, os valores obtidos na análise numérica se aproximam dos valores obtidos no experimento.

Figura 4.7 - Elevação da temperatura da viga dos modelos experimental e numérico



Fonte: Autora

4.2 ANÁLISE ESTRUTURAL ESTÁTICA À TEMPERATURA AMBIENTE

O ANSYS é composto por sete tipos de análise estrutural. São elas: análise estática, análise modal, análise harmônica, análise de instabilidade, análise espectral, análise dinâmica transiente e análise dinâmica explícita. No presente trabalho, após a análise térmica, foi feita uma análise estrutural estática à temperatura ambiente que considerou as não linearidades da estrutura e as restrições axial e rotacional.

A análise estática calcula os deslocamentos, as tensões, as deformações e as forças provocadas por um carregamento que não varia com o tempo. Nesse tipo de análise, as propriedades do material podem ser lineares ou não lineares, isotrópicas ou anisotrópicas, constantes ou dependentes da temperatura.

Em Kimura (2009), uma análise de instabilidade por autovetor foi realizada anteriormente a análise estática, a fim de introduzir uma imperfeição inicial segundo um dos modos de flambagem da estrutura. No presente trabalho, essa etapa não foi executada uma vez que a influência da imperfeição inicial no modo de falha da viga não será abordada.

4.2.1 Elementos finitos adotados

O campo de temperaturas gerado na análise térmica pode ser transferido para o elemento finito da análise estrutural, desde que haja compatibilidade entre os elementos usados nas diferentes análises. No caso do elemento térmico *SHELL 131*, o elemento estrutural correspondente é o *SHELL 181*. A Tabela 4.1 cita outros elementos compatíveis para análise acoplada termomecânica.

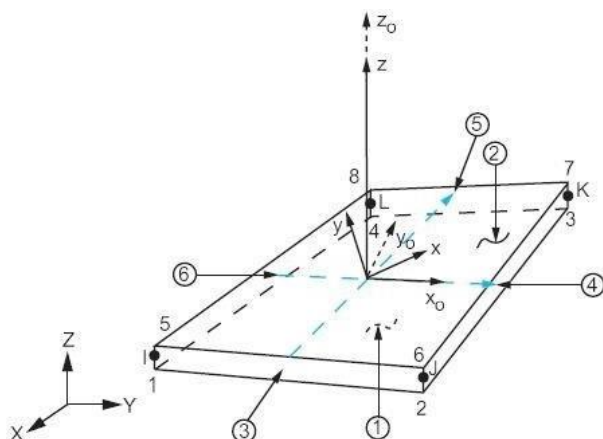
Tabela 4.1 - Tipos de elementos compatíveis para análises acopladas

<u>TÉRMICO</u>		<u>ESTRUTURAL</u>	
LINK 33		LINK 180	
PLANE 55		PLANE 182	
SOLID 70		SOLID 185	
MASS 71		MASS 21	
SOLID 87		SOLID 187	
SHELL 131		SHELL 181	

Fonte: ANSYS 17.0

O elemento *SHELL 181* é preferencialmente utilizado para modelar estruturas delgadas a moderadamente espessas. Ele possui quatro nós e seis graus de liberdade em cada um deles: translação nas direções x, y e z, e rotação em torno dos eixos x, y e z. O elemento também possibilita o uso da integração completa ou reduzida e pode ser associado a materiais elástico-lineares, elastoplásticos, viscoplásticos ou hiperelásticos. As definições de espessura podem ser inseridas como uma constante real ou com a definição de uma seção (SECTION TYPE). Na segunda opção, podem ser incluídas mais de uma camada de espessuras variáveis. A Figura 4.8 mostra a geometria, a localização dos nós e o sistema de coordenadas para esse elemento.

Figura 4.8 - Elemento finito SHELL 181

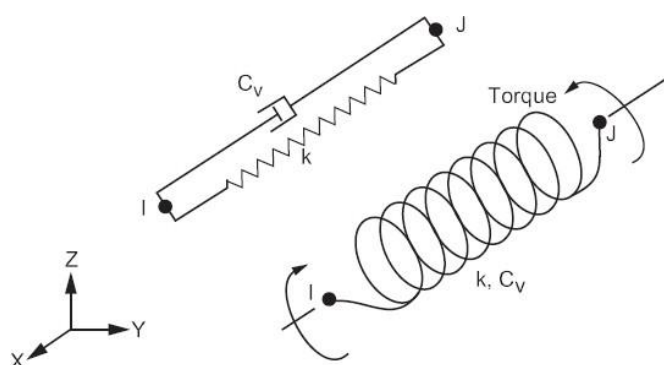


Fonte: ANSYS 17.0

O elemento de mola *COMBIN 14* foi utilizado para modelar as restrições axial e rotacional. Esse elemento possui capacidade de se deslocar longitudinalmente ou de torção, e pode ser usado em aplicações unidimensionais, bidimensionais ou tridimensionais. A opção de mola longitudinal consiste em um elemento de tração-compressão uniaxial com até três graus de liberdade em cada nó, sendo todos relacionados à translação nas direções nodais x , y e z . Não são consideradas flexão ou torção. Já a opção de mola de torção consiste em um elemento puramente rotacional com três graus de liberdade em cada nó, sendo todos relacionados à rotação sobre os eixos nodais x , y e z . Flexão ou deformações axiais não são consideradas.

O elemento não possui massa e é definido por dois nós, uma constante de mola (k) e coeficientes de amortecimento (C_v). Se a mola for bidimensional ou tridimensional, o comprimento da mola deve ser diferente de zero, isto é, os nós I e J não podem ser coincidentes, uma vez que a localização dos nós determina a orientação da mola. No caso da restrição rotacional, a mola deve ser posicionada de tal forma que, embora ela seja um elemento de torção, o efeito desejado seja aplicado na viga. No presente trabalho é analisada a flexão em torno do eixo de maior inércia. Sendo assim, a mola rotacional foi colocada no eixo adequado a essa solicitação. A geometria, a localização dos nós e o sistema de coordenadas para esse elemento são mostradas na Figura 4.9.

Figura 4.9 - Elemento finito COMBIN 14

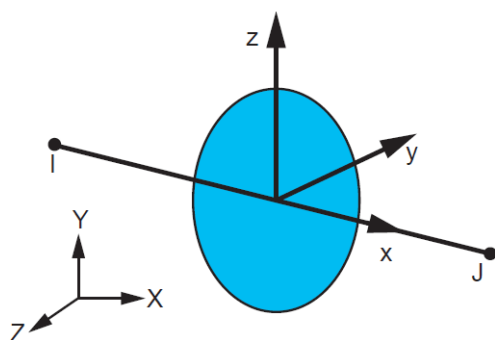


Fonte: ANSYS 17.0

O *MPC 184* é um elemento finito rígido, com dois nós e que pode ser usado como barra ou viga. Caso o elemento seja de barra, ele possui três graus de liberdade em cada nó: translação nas direções x , y e z . Se o elemento for de viga, ele possui seis graus de liberdade em cada nó: translação nas direções x , y e z , e rotação em torno dos eixos x , y e z . A opção de viga foi a escolhida para a criação de uma região rígida nas extremidades da estrutura.

Esse tipo de elemento compreende um grupo de elementos finitos que aplica restrições cinemáticas entre nós. Essas restrições podem ser impostas pelo método de eliminação direta ou pelo método do multiplicador de Lagrange. O método escolhido foi o de eliminação direta, no qual um nó mestre controla o comportamento de todos os outros nós ligados a ele. A Figura 4.10 ilustra a geometria, a localização dos nós e o sistema de coordenadas para esse elemento.

Figura 4.10 - Elemento finito MPC 184



Fonte: ANSYS 17.0

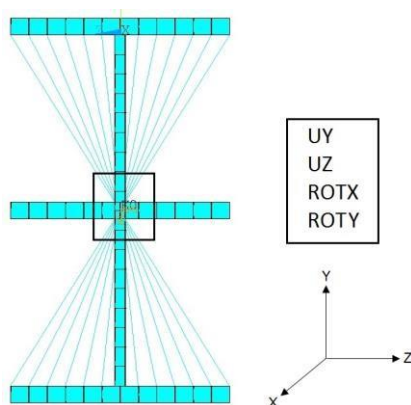
4.2.2 Especificações do modelo numérico proposto

O ensaio experimental escolhido para validação do modelo foi o FUR13 de Liu et al. (2002), que possuía um nível de carregamento equivalente a 50% da capacidade resistente à flexão, calculada a temperatura ambiente, ligação do tipo chapa de extremidade e restrição axial de 8 kN/mm. O carregamento aplicado era concentrado, localizado a 600 mm dos apoios, no valor de 40 kN cada. Embora os autores não tenham fornecido o valor da restrição rotacional, Yin e Wang (2004) assumiram que esse tipo de ligação fornecia uma rigidez rotacional de 14000 kN.m/rad. Os valores da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade foram adotados iguais a 275 MPa e 210000 MPa, respectivamente.

A análise estrutural estática teve início com a substituição do elemento térmico *SHELL 131* pelo elemento estrutural *SHELL 181*, por meio do comando *ETCHG*. A opção padrão de integração reduzida foi a escolhida visto que ela garante melhor desempenho computacional.

As condições de contorno da estrutura foram elaboradas com o elemento finito *MPC 184*. Nas extremidades da viga, foram criadas regiões rígidas (Figura 4.11) que tinham o seu comportamento condicionado a um nó mestre localizado a meia altura do perfil. A esse nó mestre, aplicaram-se restrições aos deslocamentos nas direções Y e Z e às rotações em torno dos eixos X e Y. Para esse elemento, criou-se um material específico com duas propriedades: coeficiente de Poisson e módulo de elasticidade. O módulo de elasticidade era da ordem de 10^3 vezes o módulo de elasticidade do aço.

Figura 4.11 - Condições de contorno do modelo



Fonte: Autora

As restrições axiais e rotacionais foram modeladas com dois elementos de mola *COMBIN 14*, sendo um deles com capacidade longitudinal e grau de liberdade relacionado a translação em X, e o outro com capacidade de torção e grau de liberdade relacionado a rotação em Z. As rigidezes axial e rotacional foram inseridas como constantes reais do elemento. A Figura 4.12 representa o modelo estrutural criado numericamente.

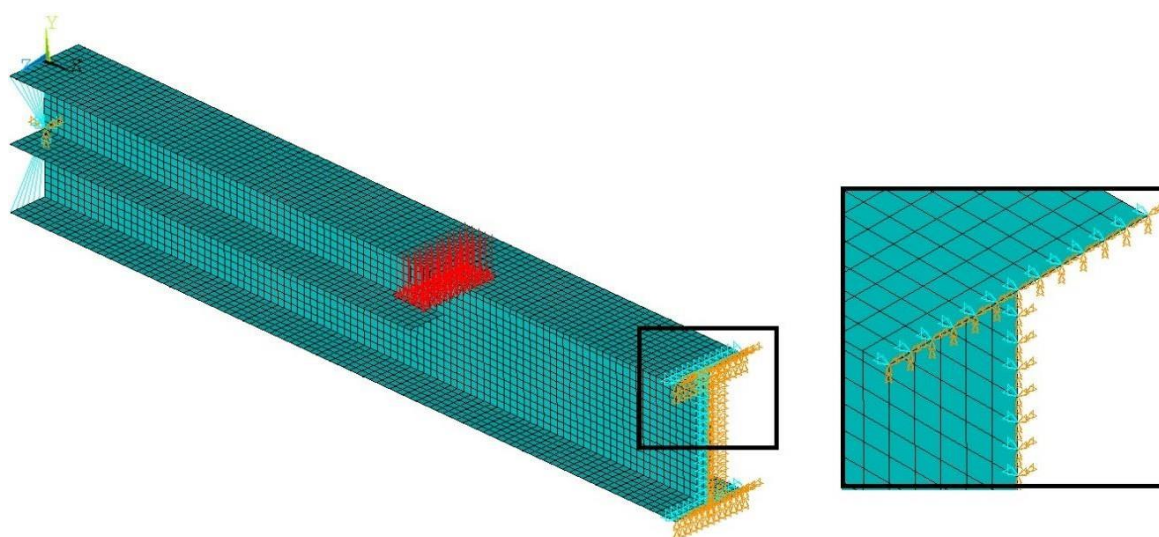
Figura 4.12 - Modelo estrutural com restrição axial e rotacional



Fonte: Autora

Com o objetivo de melhorar o tempo de processamento computacional, utilizou-se o recurso da simetria (comando *DSYM*), no qual apenas metade da estrutura é modelada. Devido ao uso desse recurso, a translação em X e as rotações em Z e Y foram impedidas no meio do vão. A Figura 4.13 mostra o modelo criado, as condições de apoio, a força aplicada e o uso da simetria.

Figura 4.13 - Modelo estrutural e suas condições de contorno



Fonte: Autora

Após a construção do modelo estrutural, teve início a etapa de processamento da análise estática. As não linearidades geométricas, que são resultados das grandes rotações e/ou deslocamentos sofridos pela estrutura, foram consideradas com a ativação do comando NLGEOM.

O método de solução seguiu a estratégia incremental-iterativa ou estratégia de Newton-Raphson, no qual o processo iterativo é executado até que um critério de convergência seja atingido. Esse critério consiste de um vetor de deslocamentos e forças residuais que é satisfeito quando a norma desse vetor atinge valores menores ou iguais à tolerância estabelecida.

O carregamento foi aplicado em um passo de carga (*loadstep*) dividido em cem incrementos de carga menores (*substeps*). O comando AUTOTS foi ativado a fim de garantir que a variação do *substep* fosse a mais adequada. Assim, um cálculo que estima o valor do próximo incremento de carga foi feito com base em fatores como: número de iterações usadas no último *substep* (se excedeu o número máximo permitido); presença de algum elemento distorcido; e tamanho do incremento de deformação plástica. Os resultados de todos os *substeps* foram armazenados na solução com o comando OUTRES. No entanto, eles não serão mostrados nesta seção porque o objetivo principal é avaliar o comportamento termestrutural da viga.

4.3 ANÁLISE TERMESTRUTURAL COM RESTRIÇÕES AXIAL E ROTACIONAL

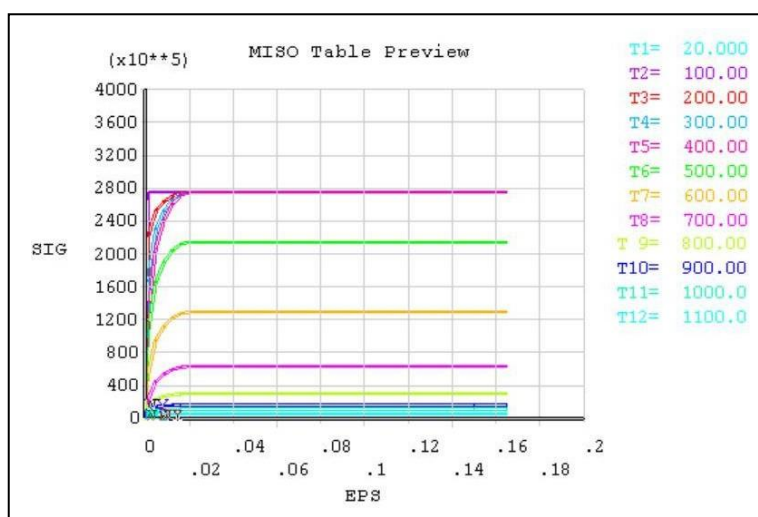
O ANSYS dispõe do método sequencial e do método direto para combinar análises de diferentes áreas da engenharia. O método sequencial consiste em duas ou mais análises que são realizadas separadamente e ao final, os resultados obtidos em uma etapa são introduzidos na etapa posterior na forma de carregamento. Já o método direto envolve somente uma análise que considera a interação de fenômenos físicos distintos em único modelo.

De acordo com Bubach (2016), na análise estrutural, a temperatura introduz deformações térmicas no modelo estrutural, mas as deformações estruturais geralmente não afetam a distribuição de temperatura e, por essa razão, não há necessidade de interação entre a solução das duas análises. Sendo assim, o método escolhido na combinação das análises térmica e estrutural foi o sequencial.

4.3.1 Especificações do modelo numérico proposto

Após a análise estática, a análise termestrutural foi realizada com o acoplamento dos resultados obtidos na análise térmica. O campo de temperaturas foi aplicado em cada nó e para cada passo de carregamento, na forma de carregamento de volume (*bodyload*). As forças estáticas aplicadas foram mantidas constantes durante todo o aquecimento. Nessa etapa, os valores da curva multilinear tensão *versus* deformação (Figura 4.14) e do módulo de elasticidade foram ponderados pelos fatores de redução decorrentes do aumento de temperatura fornecidos pela ABNT NBR 14323:2013. A relação constitutiva utilizada foi obtida do EN 1993-1-2:2005. O coeficiente de Poisson foi mantido constante e igual a 0,3.

Figura 4.14 - Relação tensão versus deformação do aço a temperaturas elevadas

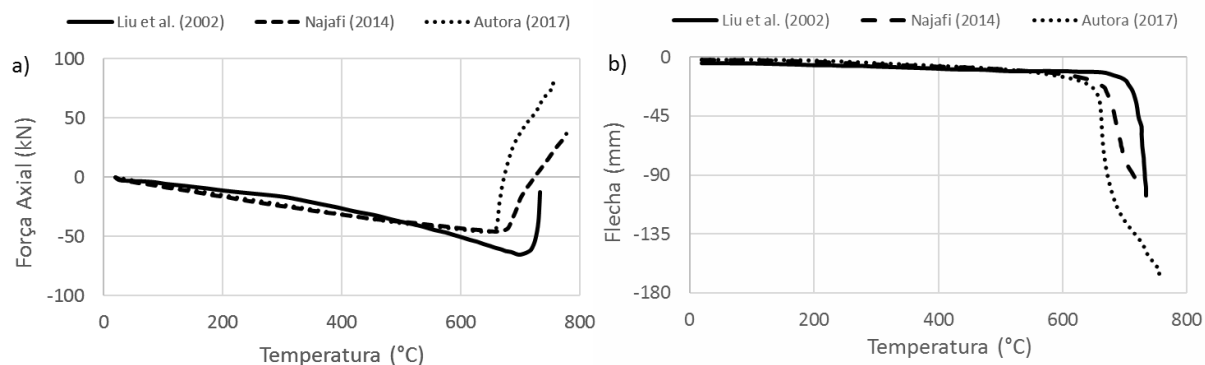


Fonte: ANSYS 17.0

4.3.2 Resultados da Análise Termestrutural

Os resultados da análise termestrutural foram comparados ao experimento de Liu et al. (2002) em termos de força axial de restrição (Figura 4.15a) e flecha no meio do vão (Figura 4.15b). Os valores foram extraídos do nó ao qual se aplicou a mola axial e do nó posicionado no meio do vão, a meia altura da alma. A temperatura de referência no eixo das abscissas foi obtida da mesa inferior. Nota-se a presença de uma terceira curva que corresponde aos resultados obtidos numericamente por Najafi (2014), que utilizou o mesmo experimento para validação do seu modelo no programa ABAQUS.

Figura 4.15 - Comparação entre os resultados obtidos experimentalmente e numericamente

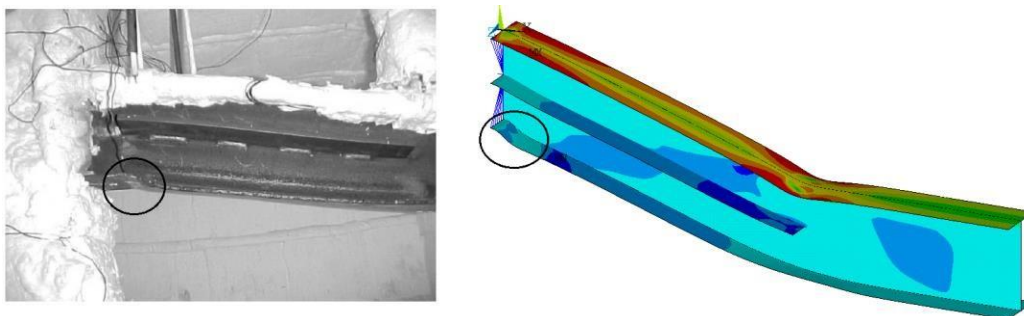


Fonte: Autora

Na Figura 4.15a, é possível observar que no experimento não ocorreu a inversão do esforço de compressão para tração, isso porque o ensaio foi interrompido a fim de evitar danos ao forno provocados pelas grandes deformações. Além disso, o provável motivo das discrepâncias entre os resultados numérico e experimental está nos valores assumidos para rigidez rotacional e para as propriedades mecânicas do aço, uma vez que em Liu et al. (2002) esses dados não são fornecidos. Por exemplo, acredita-se que a resistência ao escoamento do aço no ensaio seja maior que a tensão de 275 MPa adotada na simulação numérica. Ainda assim, os resultados obtidos numericamente se aproximaram dos resultados obtidos experimentalmente, o que torna o modelo válido.

A Figura 4.16 mostra a deformada da viga após o ensaio de Liu et al. (2002) e a deformada da viga no modelo numérico proposto. Observa-se que o comportamento da estrutura entre os dois modelos foi similar, apresentando instabilidade local na mesa inferior nas proximidades do apoio.

Figura 4.16 - Deformada da viga obtida após o ensaio e após a análise numérica

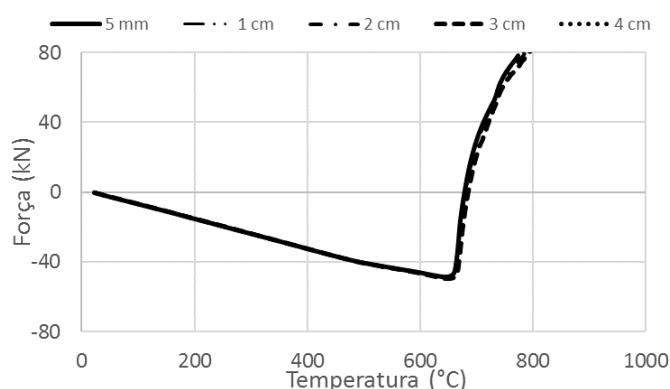


Fonte: Liu et al. (2002) e autora

4.3.3 Teste de Malha

Uma das etapas de criação do modelo numérico consiste na definição do tamanho da malha dos elementos finitos. No presente trabalho, escolheu-se um tamanho de malha aleatório igual a 10 mm. Ao final da validação do modelo, foi feito um teste de malha (Figura 4.17) a fim de definir uma malha adequada para o desenvolvimento da análise paramétrica. A escolha teve por base os resultados obtidos na análise termostrutural de modelos com malhas de 5 mm, 10 mm, 20 mm, 30 mm e 40 mm.

Figura 4.17 - Teste de Malha



Fonte: Autora

Ficou estabelecido que malha de 30 mm seria usada na análise paramétrica, uma vez que os resultados obtidos com os diferentes tamanhos de malha ficaram bem próximos, e esse tamanho resultaria em um tempo de processamento computacional satisfatório.

5 ANÁLISE PARAMÉTRICA

Após a validação do modelo numérico com o teste FUR13 de Liu et al. (2002), foram realizadas análises paramétricas utilizando três perfis comerciais brasileiros (W360x79, 410x60 e 530x74), três diferentes comprimentos de viga (7 m, 9 m e 11 m) e dois níveis de carregamento, (40% e 70% do momento fletor resistente de cálculo à temperatura ambiente), com ação mecânica distribuída. Os valores de rigidez axial da estrutura envolvente foram os mesmos utilizados por Liu et al. (2002) e iguais a 8 kN/mm, 35 kN/mm e 62 kN/mm. A rigidez rotacional adotada foi a mesma usada por Yin e Wang (2004) e igual a 14000 kN.m/rad.

As rigidezes calculadas de acordo com a Equação 5.1 e a Equação 5.2, respectivamente, serão aqui chamadas de rigidezes axial e rotacional das vigas.

$$K_A = \frac{EA}{L} \quad (5.1)$$

$$K_r = \frac{2EI_x}{L} \quad (5.2)$$

As vigas foram analisadas somente com restrição axial, somente com restrição rotacional, com ambas as restrições e com nenhuma restrição. Nas Tabelas 5.1 a 5.3 são apresentadas as propriedades dos modelos utilizados na pesquisa. A referência dos modelos apresenta o tipo de perfil, o comprimento da viga, o nível de carregamento e a restrição considerada. Dessa forma, o modelo W360-L7-C40-KA8-KR0 representa uma viga de perfil W360x79, com comprimento igual a 7 m, nível de carregamento de 40% do momento fletor resistente à temperatura ambiente, restrição axial de 8 kN/mm e sem restrição rotacional. A referência utiliza o termo KAR para indicar o modelo com restrição axial e rotacional, e o termo KR para modelos apenas com restrição rotacional. Os parâmetros α e β são os níveis de restrição axial e rotacional, respectivamente, e consistem na razão entre a rigidez da estrutura adjacente e a rigidez da viga.

Na análise paramétrica, foram feitas as mesmas etapas descritas no capítulo 4, entretanto, o módulo de elasticidade do aço foi substituído por 200 GPa. O aço usado foi o ASTM A572 grau 50, cuja resistência ao escoamento é igual a 350 MPa. A curva de elevação da temperatura considerada foi a ISO 834-1:1999 e admitiu-se que a mesa superior da viga era adiabática. O momento fletor resistente de cálculo à temperatura ambiente foi calculado de acordo com a ABNT NBR 8800:2008 e o carregamento distribuído aplicado foi equivalente àquele que provoca o colapso pela plastificação total da seção de maior solicitação, dado pela Equação 5.3.

$$q_{Rd} = \frac{8 Z_x f_y}{L^2 1,1} \quad (5.3)$$

Tabela 5.1 - Modelos estudados na análise paramétrica referentes ao perfil W360x79

N	Referência	L	Nível de Carga	Restr. Axial (N/m)	Restr. Rotacional (kNm/rad)	α	β
1	W360-L7-C40-KA ∞ -KRO	7	40%	0	0	0,000	0,000
2	W360-L7-C40-KA8-KRO	7	40%	8000000	0	0,028	0,000
3	W360-L7-C40-KA0-KR	7	40%	0	14000	0,000	1,079
4	W360-L7-C40-KAR8	7	40%	8000000	14000	0,028	1,079
5	W360-L7-C40-KA35-KRO	7	40%	35000000	0	0,121	0,000
6	W360-L7-C40-KAR35	7	40%	35000000	14000	0,121	1,079
7	W360-L7-C40-KA62-KRO	7	40%	62000000	0	0,214	0,000
8	W360-L7-C40-KAR62	7	40%	62000000	14000	0,214	1,079
9	W360-L7-C70-KA ∞ -KRO	7	70%	0	0	0,000	0,000
10	W360-L7-C70-KA8-KRO	7	70%	8000000	0	0,028	0,000
11	W360-L7-C70-KA0-KR	7	70%	0	14000	0,000	1,079
12	W360-L7-C70-KAR8	7	70%	8000000	14000	0,028	1,079
13	W360-L7-C70-KA35-KRO	7	70%	35000000	0	0,121	0,000
14	W360-L7-C70-KAR35	7	70%	35000000	14000	0,121	1,079
15	W360-L7-C70-KA62-KRO	7	70%	62000000	0	0,214	0,000
16	W360-L7-C70-KAR62	7	70%	62000000	14000	0,214	1,079
17	W360-L9-C40-KA ∞ -KRO	9	40%	0	0	0,000	0,000
18	W360-L9-C40-KA8-KRO	9	40%	8000000	0	0,036	0,000
19	W360-L9-C40-KA0-KR	9	40%	0	14000	0,000	1,387
20	W360-L9-C40-KAR8	9	40%	8000000	14000	0,036	1,387
21	W360-L9-C40-KA35-KRO	9	40%	35000000	0	0,156	0,000
22	W360-L9-C40-KAR35	9	40%	35000000	14000	0,156	1,387
23	W360-L9-C40-KA62-KRO	9	40%	62000000	0	0,276	0,000
24	W360-L9-C40-KAR62	9	40%	62000000	14000	0,276	1,387
25	W360-L9-C70-KA ∞ -KRO	9	70%	0	0	0,000	0,000
26	W360-L9-C70-KA8-KRO	9	70%	8000000	0	0,036	0,000
27	W360-L9-C70-KA0-KR	9	70%	0	14000	0,000	1,387
28	W360-L9-C70-KAR8	9	70%	8000000	14000	0,036	1,387
29	W360-L9-C70-KA35-KRO	9	70%	35000000	0	0,156	0,000
30	W360-L9-C70-KAR35	9	70%	35000000	14000	0,156	1,387
31	W360-L9-C70-KA62-KRO	9	70%	62000000	0	0,276	0,000
32	W360-L9-C70-KAR62	9	70%	62000000	14000	0,276	1,387

Continua

Continuação

N	Referência	L	Nível de Carga	Restr. Axial (N/m)	Restr. Rotacional (kNm/rad)	α	β
33	W360-L11-C40-KA ∞ -KRO	11	40%	0	0	0,000	0,000
34	W360-L11-C40-KA8-KRO	11	40%	8000000	0	0,043	0,000
35	W360-L11-C40-KA0-KR	11	40%	0	14000	0,000	1,695
36	W360-L11-C40-KAR8	11	40%	8000000	14000	0,043	1,695
37	W360-L11-C40-KA35-KRO	11	40%	35000000	0	0,190	0,000
38	W360-L11-C40-KAR35	11	40%	35000000	14000	0,190	1,695
39	W360-L11-C40-KA62-KRO	11	40%	62000000	0	0,337	0,000
40	W360-L11-C40-KAR62	11	40%	62000000	14000	0,337	1,695
41	W360-L11-C70-KA ∞ -KRO	11	70%	0	0	0,000	0,000
42	W360-L11-C70-KA8-KRO	11	70%	8000000	0	0,043	0,000
43	W360-L11-C70-KA0-KR	11	70%	0	14000	0,000	1,695
44	W360-L11-C70-KAR8	11	70%	8000000	14000	0,043	1,695
45	W360-L11-C70-KA35-KRO	11	70%	35000000	0	0,190	0,000
46	W360-L11-C70-KAR35	11	70%	35000000	14000	0,190	1,695
47	W360-L11-C70-KA62-KRO	11	70%	62000000	0	0,337	0,000
48	W360-L11-C70-KAR62	11	70%	62000000	14000	0,337	1,695
49	W360-L7-C40-SEM RESTR	7	40%	-	-	-	-
50	W360-L7-C70-SEM RESTR	7	70%	-	-	-	-
51	W360-L9-C40-SEM RESTR	9	40%	-	-	-	-
52	W360-L9-C70-SEM RESTR	9	70%	-	-	-	-
53	W360-L11-C40-SEM REST	11	40%	-	-	-	-
54	W360-L11-C70-SEM REST	11	70%	-	-	-	-

Fonte: Autora

Tabela 5.2 - Modelos estudados na análise paramétrica referentes ao perfil W410x60

N	Referência	L	Nível de Carga	Restr. Axial (N/m)	Restr. Rotacional (kNm/rad)	α	β
1	W410-L7-C40-KA ∞ -KR0	7	40%	0	0	0,000	0,00
2	W410-L7-C40-KA8-KR0	7	40%	8000000	0	0,037	0,00
3	W410-L7-C40-KA0-KR	7	40%	0	14000	0,000	1,13
4	W410-L7-C40-KAR8	7	40%	8000000	14000	0,037	1,13
5	W410-L7-C40-KA35-KR0	7	40%	35000000	0	0,1608	0
6	W410-L7-C40-KAR35	7	40%	35000000	14000	0,1608	1,1287
7	W410-L7-C40-KA62-KR0	7	40%	62000000	0	0,2848	0
8	W410-L7-C40-KAR62	7	40%	62000000	14000	0,2848	1,1287
9	W410-L7-C70-KA ∞ -KR0	7	70%	0	0	0	0
10	W410-L7-C70-KA8-KR0	7	70%	8000000	0	0,0367	0
11	W410-L7-C70-KA0-KR	7	70%	0	14000	0	1,1287
12	W410-L7-C70-KAR8	7	70%	8000000	14000	0,0367	1,1287
13	W410-L7-C70-KA35-KR0	7	70%	35000000	0	0,1608	0
14	W410-L7-C70-KAR35	7	70%	35000000	14000	0,1608	1,1287
15	W410-L7-C70-KA62-KR0	7	70%	62000000	0	0,2848	0
16	W410-L7-C70-KAR62	7	70%	62000000	14000	0,2848	1,1287
17	W410-L9-C40-KA ∞ -KR0	9	40%	0	0	0	0
18	W410-L9-C40-KA8	9	40%	8000000	0	0,0472	0
19	W410-L9-C40-KA0-KR	9	40%	0	14000	0	1,4511
20	W410-L9-C40-KAR8	9	40%	8000000	14000	0,0472	1,4511
21	W410-L9-C40-KA35-KR0	9	40%	35000000	0	0,2067	0
22	W410-L9-C40-KAR35	9	40%	35000000	14000	0,2067	1,4511
23	W410-L9-C40-KA62-KR0	9	0,4	62000000	0	0,3661	0
24	W410-L9-C40-KAR62	9	0,4	62000000	14000	0,3661	1,4511
25	W410-L9-C70-KA ∞ -KR0	9	0,7	0	0	0	0
26	W410-L9-C70-KA8-KR0	9	0,7	8000000	0	0,0472	0
27	W410-L9-C70-KA0-KR	9	0,7	0	14000	0	1,4511
28	W410-L9-C70-KAR8	9	0,7	8000000	14000	0,0472	1,4511
29	W410-L9-C70-KA35-KR0	9	0,7	35000000	0	0,2067	0
30	W410-L9-C70-KAR35	9	0,7	35000000	14000	0,2067	1,4511
31	W410-L9-C70-KA62-KR0	9	0,7	62000000	0	0,3661	0
32	W410-L9-C70-KAR62	9	0,7	62000000	14000	0,3661	1,4511

Continua

Continuação

N	Referência	L	Nível de Carga	Restr. Axial (N/m)	Restr. Rotacional (kNm/rad)	α	β
33	W410-L11-C40-KA ∞ -KR0	11	40%	0	0	0,000	0,00
34	W410-L11-C40-KA8-KR0	11	40%	8000000	0	0,058	0,00
35	W410-L11-C40-KA0-KR	11	40%	0	14000	0,000	1,77
36	W410-L11-C40-KAR8	11	40%	8000000	14000	0,058	1,77
37	W410-L11-C40-KA35-KR0	11	40%	35000000	0	0,2526	0
38	W410-L11-C40-KAR35	11	40%	35000000	14000	0,2526	1,7736
39	W410-L11-C40-KA62-KR0	11	40%	62000000	0	0,4475	0
40	W410-L11-C40-KAR62	11	40%	62000000	14000	0,4475	1,7736
41	W410-L11-C70-KA ∞ -KR0	11	70%	0	0	0	0
42	W410-L11-C70-KA8-KR0	11	70%	8000000	0	0,0577	0
43	W410-L11-C70-KA0-KR	11	70%	0	14000	0	1,7736
44	W410-L11-C70-KAR8	11	70%	8000000	14000	0,0577	1,7736
45	W410-L11-C70-KA35-KR0	11	70%	35000000	0	0,2526	0
46	W410-L11-C70-KAR35	11	70%	35000000	14000	0,2526	1,7736
47	W410-L11-C70-KA62-KR0	11	70%	62000000	0	0,4475	0
48	W410-L11-C70-KAR62	11	70%	62000000	14000	0,4475	1,7736
49	W410-L7-C40-SEM RESTR.	7	40%	-	-	-	-
50	W410-L7-C70-SEM RESTR.	7	70%	-	-	-	-
51	W410-L9-C40-SEM RESTR.	9	40%	-	-	-	-
52	W410-L9-C70-SEM RESTR.	9	70%	-	-	-	-
53	W410-L11-C40-SEM RESTR.	11	40%	-	-	-	-
54	W410-L11-C70-SEM RESTR.	11	70%	-	-	-	-

Fonte: Autora

Tabela 5.3 - Modelos estudados na análise paramétrica referentes ao perfil W530x74

N	Referência	L	Nível de Carga	Restr. Axial (N/m)	Restr. Rotacional (kNm/rad)	α	β
1	W530-L7-C40-KA ∞ -KR0	7	40%	0	0	0,000	0,00
2	W530-L7-C40-KA8-KR0	7	40%	8000000	0	0,029	0,00
3	W530-L7-C40-KA0-KR	7	40%	0	14000	0,000	0,60
4	W530-L7-C40-KAR8	7	40%	8000000	14000	0,029	0,60
5	W530-L7-C40-KA35-KR0	7	40%	35000000	0	0,1288	0
6	W530-L7-C40-KAR35	7	40%	35000000	14000	0,1288	0,598
7	W530-L7-C40-KA62-KR0	7	40%	62000000	0	0,2282	0
8	W530-L7-C40-KAR62	7	40%	62000000	14000	0,2282	0,598
9	W530-L7-C70-KA ∞ -KR0	7	70%	0	0	0	0
10	W530-L7-C70-KA8-KR0	7	70%	8000000	0	0,0294	0
11	W530-L7-C70-KA0-KR	7	70%	0	14000	0	0,598
12	W530-L7-C70-KAR8	7	70%	8000000	14000	0,0294	0,598
13	W530-L7-C70-KA35-KR0	7	70%	35000000	0	0,1288	0
14	W530-L7-C70-KAR35	7	70%	35000000	14000	0,1288	0,598
15	W530-L7-C70-KA62-KR0	7	70%	62000000	0	0,2282	0
16	W530-L7-C70-KAR62	7	70%	62000000	14000	0,2282	0,598
17	W530-L9-C40-KA ∞ -KR0	9	40%	0	0	0	0
18	W530-L9-C40-KA8-KR0	9	40%	8000000	0	0,0379	0
19	W530-L9-C40-KA0-KR	9	40%	0	14000	0	0,7689
20	W530-L9-C40-KAR8	9	40%	8000000	14000	0,0379	0,7689
21	W530-L9-C40-KA35-KR0	9	40%	35000000	0	0,1656	0
22	W530-L9-C40-KAR35	9	40%	35000000	14000	0,1656	0,7689
23	W530-L9-C40-KA62-KR0	9	0,4	62000000	0	0,2934	0
24	W530-L9-C40-KAR62	9	0,4	62000000	14000	0,2934	0,7689
25	W530-L9-C70-KA ∞ -KR0	9	0,7	0	0	0	0
26	W530-L9-C70-KA8-KR0	9	0,7	8000000	0	0,0379	0
27	W530-L9-C70-KA0-KR	9	0,7	0	14000	0	0,7689
28	W530-L9-C70-KAR8	9	0,7	8000000	14000	0,0379	0,7689
29	W530-L9-C70-KA35-KR0	9	0,7	35000000	0	0,1656	0
30	W530-L9-C70-KAR35	9	0,7	35000000	14000	0,1656	0,7689
31	W530-L9-C70-KA62-KR0	9	0,7	62000000	0	0,2934	0
32	W530-L9-C70-KAR62	9	0,7	62000000	14000	0,2934	0,7689

Continua

Continuação

N	Referência	L	Nível de Carga	Restr. Axial (N/m)	Restr. Rotacional (kNm/rad)	α	β
33	W530-L11-C40-KA ∞ -KR0	11	40%	0	0	0,000	0,00
34	W530-L11-C40-KA8-KR0	11	40%	8000000	0	0,046	0,00
35	W530-L11-C40-KA0-KR	11	40%	0	14000	0,000	0,94
36	W530-L11-C40-KAR8	11	40%	8000000	14000	0,046	0,94
37	W530-L11-C40-KA35-KR0	11	40%	35000000	0	0,2024	0
38	W530-L11-C40-KAR35	11	40%	35000000	14000	0,2024	0,9397
39	W530-L11-C40-KA62-KR0	11	40%	62000000	0	0,3586	0
40	W530-L11-C40-KAR62	11	40%	62000000	14000	0,3586	0,9397
41	W530-L11-C70-KA ∞ -KR0	11	70%	0	0	0	0
42	W530-L11-C70-KA8-KR0	11	70%	8000000	0	0,0463	0
43	W530-L11-C70-KA0-KR	11	70%	0	14000	0	0,9397
44	W530-L11-C70-KAR8	11	70%	8000000	14000	0,0463	0,9397
45	W530-L11-C70-KA35-KR0	11	70%	35000000	0	0,2024	0
46	W530-L11-C70-KAR35	11	70%	35000000	14000	0,2024	0,9397
47	W530-L11-C70-KA62-KR0	11	70%	62000000	0	0,3586	0
48	W530-L11-C70-KAR62	11	70%	62000000	14000	0,3586	0,9397
49	W530-L7-C40-SEM RESTR.	7	40%	-	-	-	-
50	W530-L7-C70-SEM RESTR.	7	70%	-	-	-	-
51	W530-L9-C40-SEM RESTR.	9	40%	-	-	-	-
52	W530-L9-C70-SEM RESTR.	9	70%	-	-	-	-
53	W530-L11-C40-SEM RESTR.	11	40%	-	-	-	-
54	W530-L11-C70-SEM RESTR.	11	70%	-	-	-	-

Fonte: Autora

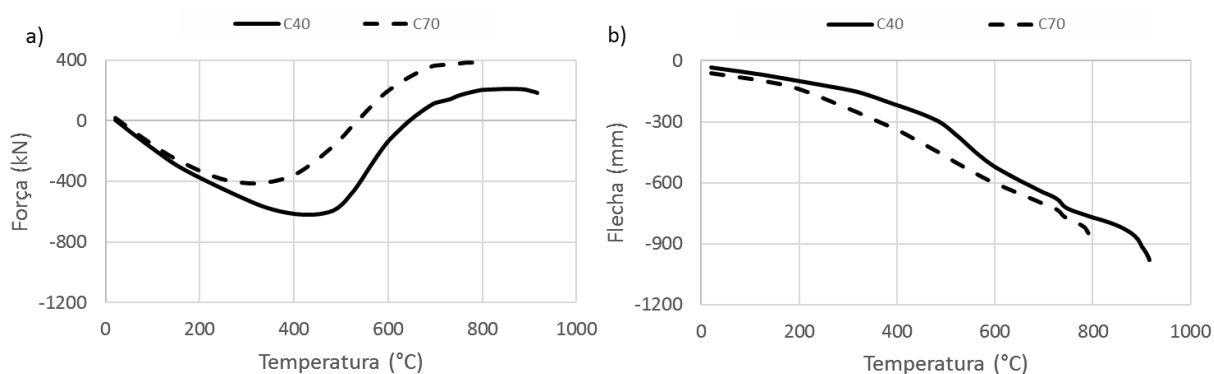
5.1 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

De acordo com os parâmetros considerados, analisou-se a influência do nível de carregamento, do comprimento da viga, do tipo de perfil e das restrições axial e rotacional. Feito isso, comparou-se o comportamento de vigas sem nenhuma restrição, somente com restrição axial, somente com restrição rotacional e com ambas restrições a fim de verificar a influência de cada uma na resistência de vigas submetidas a temperaturas elevadas.

5.1.1 Influência do nível de carregamento

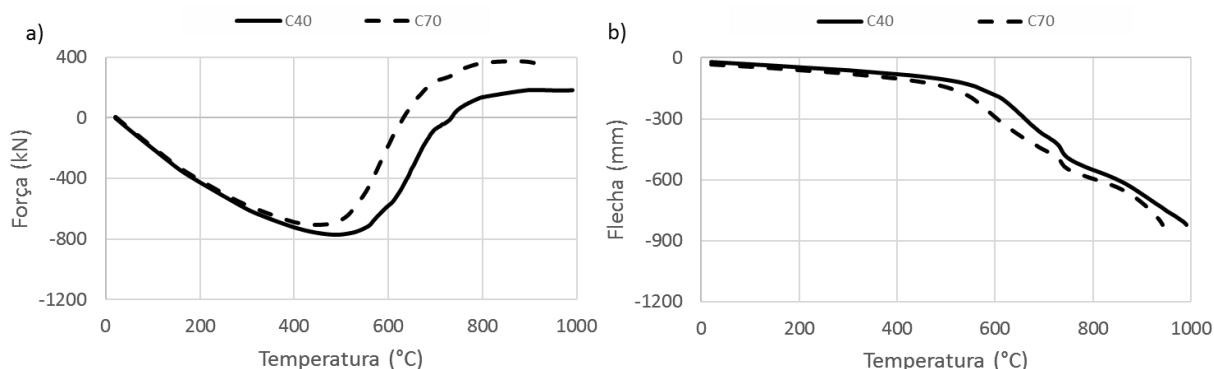
A Figura 5.1a e a Figura 5.2a mostram a evolução das forças de restrição em vigas de perfil W360x79, com nível de carregamento igual a 40% e 70%, 9 m de comprimento, somente com restrição axial de 62 kN/mm e com ambas as restrições, 62 kN/mm e 14000 kN.m/rad, respectivamente. Nota-se que, com o aumento do nível de carregamento, a força axial máxima de compressão diminui. Isso ocorre porque a viga de aço, que já possui suas propriedades físicas e mecânicas degradadas em razão dos efeitos térmicos, submetida a um carregamento mais elevado, desenvolve flechas maiores, como indicam as Figuras 5.1b e 5.2b, que impedem que a força atinja valores mais elevados. Por outro lado, como a inversão do esforço ocorre a uma temperatura inferior, a força axial de tração é maior para o nível de carregamento de 70%.

Figura 5.1 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas de 9 m somente com restrição axial sujeitas a dois níveis de carregamento



Fonte: Autora

Figura 5.2 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas com restrição axial e rotacional sujeitas a dois níveis de carregamento



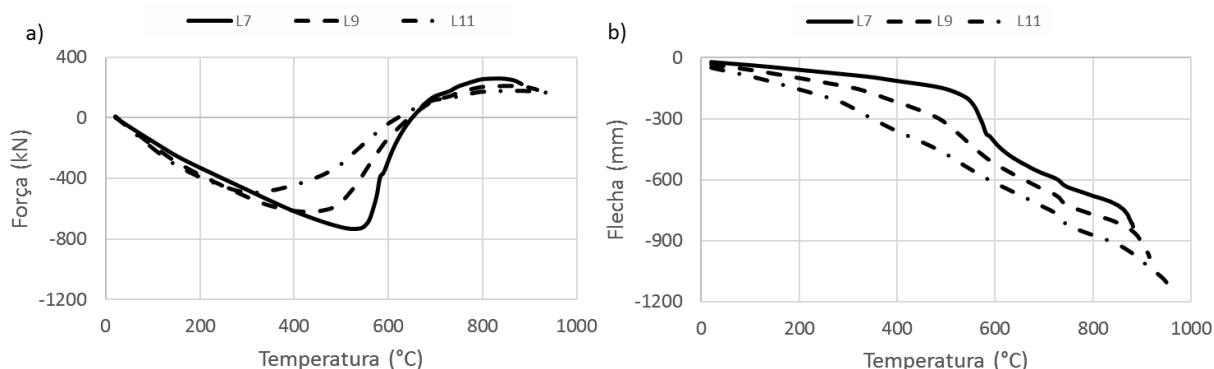
Fonte: Autora

5.1.2 Influência do comprimento do vão

A influência do comprimento da viga foi estudada para vãos de 7 m, 9 m e 11 m. O perfil foi do tipo W360x79, com nível de carregamento igual 40%, restrição axial de 62 kN/mm e restrição rotacional de 14000 kN.m/rad.

A Figura 5.3a mostra a evolução da força restritiva em vigas somente com restrição axial. Para temperaturas mais baixas, a força de compressão é um pouco maior nas vigas de maiores vãos, pois a dilatação é proporcional ao comprimento. Entretanto, à medida que a temperatura se eleva, a força máxima de compressão diminui conforme o aumento do comprimento. A explicação está no gráfico da Figura 5.3b, que ilustra o crescimento da flecha no meio do vão para vigas com essa condição de contorno. Vãos grandes estão sujeitos a flechas maiores, o que leva à redução e depois a inversão do sinal da força reativa. Além disso, os efeitos da não linearidade geométrica são mais evidentes nessas situações. A não linearidade geométrica aumenta o momento fletor no meio do vão e, conseqüentemente, o momento de plastificação é atingido mais rapidamente, impedindo que a força de compressão alcance valores elevados.

Figura 5.3 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas somente com restrição axial para três comprimentos

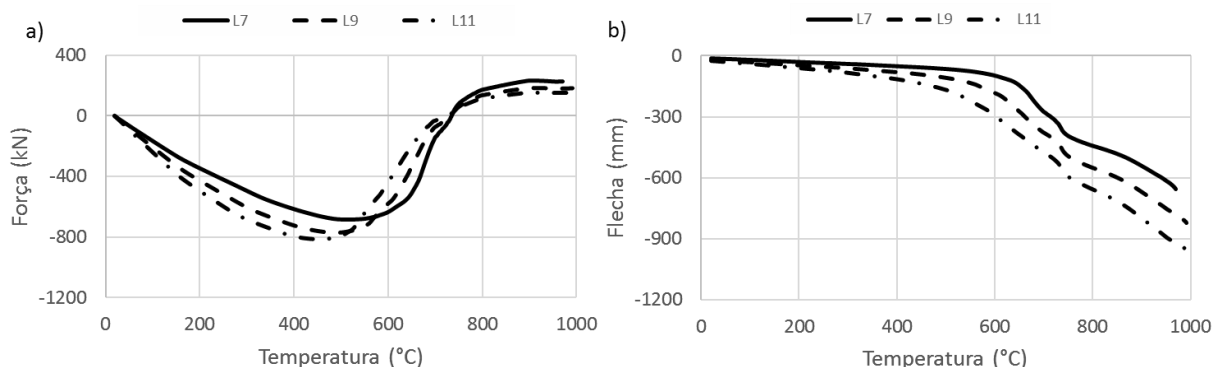


Fonte: Autora

A Figura 5.4a ilustra o desenvolvimento da força restritiva em vigas com restrição axial e rotacional. Com o crescimento do vão, a força de compressão aumenta e atinge o seu máximo a uma temperatura inferior àquelas encontradas em vãos menores. Notam-se valores bem próximos para a temperatura em que ocorre a inversão do esforço de compressão para tração. Quanto às flechas, elas são menores do que as encontradas nas vigas biapoizadas, em vista da restrição rotacional.

A temperatura máxima suportada pela viga aumenta com o crescimento do vão em vigas apenas com restrição axial e com ambas restrições, decorrente da existência da força reativa de tração a altas temperaturas. Nas vigas apenas com restrição rotacional e sem nenhuma restrição, o aumento do vão diminui essa temperatura (vide Apêndice B).

Figura 5.4 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas com restrição axial e rotacional para três comprimentos



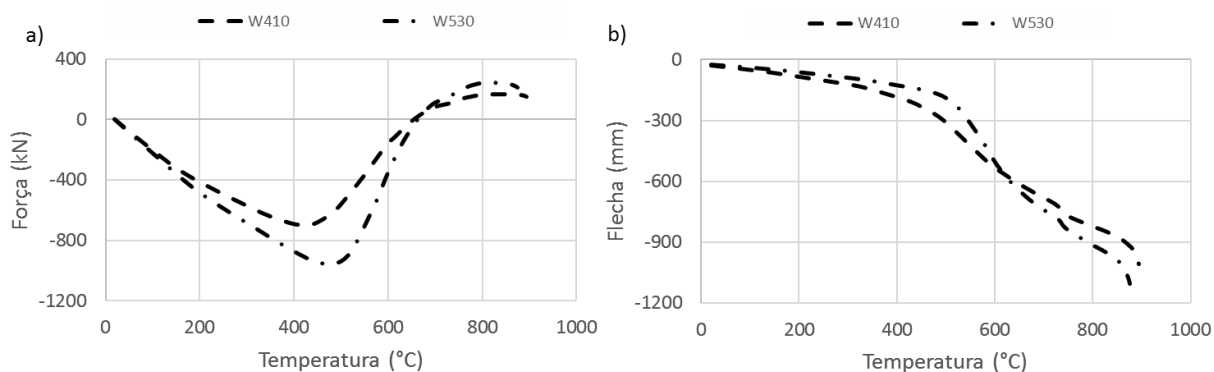
Fonte: Autora

5.1.3 Influência do tipo de perfil

A influência do tipo de perfil foi avaliada em vigas com perfis do tipo W410x60 e W530x74, com 9 m de comprimento, nível de carregamento igual a 40%, restrição axial igual a 62 kN/mm e restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad.

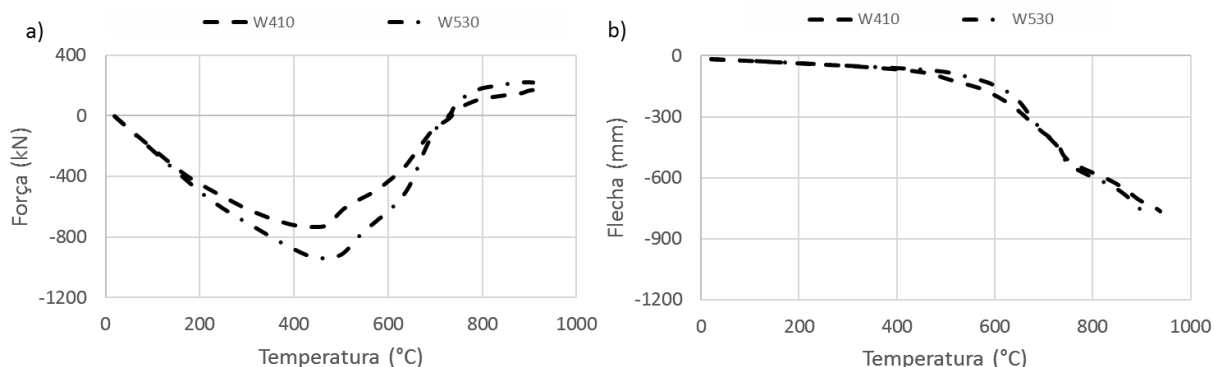
As Figuras 5.5a e 5.6a indicam que a alteração do perfil W410x60 para o W530x74 provoca o aumento da força axial de compressão e de tração. Além disso, as Figuras 5.5b e 5.6b mostram que, quanto maior perfil, menor é a flecha que se desenvolve, conforme o esperado. No entanto, após a inversão do sinal da força reativa, esta situação se modifica e o perfil W530x74 apresenta a maior flecha.

Figura 5.5 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas somente com restrição axial para diferentes perfis



Fonte: Autora

Figura 5.6 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas com restrições axial e rotacional para diferentes perfis

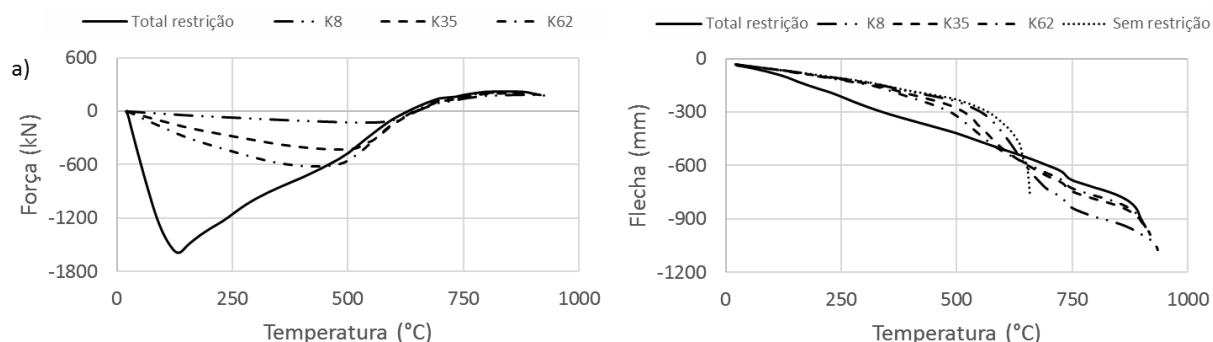


Fonte: Autora

5.1.4 Influência da restrição axial

Os efeitos da restrição axial foram avaliados em uma viga de perfil W360x79, com 9 m de comprimento, com nível de carregamento igual a 40%, submetida a diferentes rigidezes axiais, 8 kN/mm, 35 kN/mm e 62 kN/mm. Os resultados obtidos foram comparados aos de vigas biapoiadas e simplesmente apoiadas. A Figura 5.7a mostra que, quanto maior a rigidez axial, maior é a força de compressão. Conseqüentemente, os efeitos da não linearidade geométrica são mais evidentes e provocam um aumento do momento fletor e das flechas no meio do vão (Figura 5.7b). À medida que a temperatura se eleva e as propriedades do material degradam, o esforço de compressão se torna de tração. Nesse ponto, nota-se na Figura 5.7a que, quanto maior a rigidez axial, levemente maior é a força de tração alcançada, o que é favorável à estrutura já que a flecha se reduz, como indica a Figura 5.7b. Além disso, nota-se que a temperatura máxima suportada pela viga diminui com o aumento da rigidez.

Figura 5.7 - Evolução da força e do deslocamento vertical em vigas somente com restrição axial para diferentes valores de rigidez axial

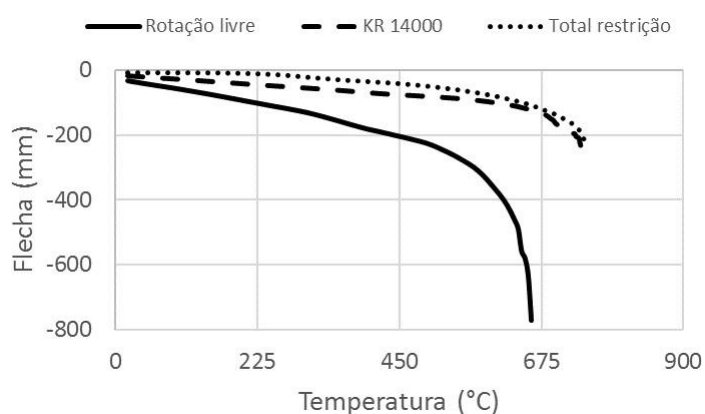


Fonte: Autora

5.1.5 Influência da restrição rotacional

A restrição rotacional foi avaliada em vigas de perfil W360x79, com 9 m de comprimento, nível de carregamento igual a 40% e diferentes rigidezes rotacional (nula, 14000 kNm/rad e infinita). Uma vez que não se desenvolvem esforços adicionais quando a viga está submetida somente a restrição rotacional, será analisada somente o desenvolvimento da flecha. Pelo gráfico da Figura 5.8, nota-se que, como se esperava, quanto maior a rigidez rotacional, maior é a temperatura máxima suportada pela viga e menor é a flecha.

Figura 5.8 - Deslocamento vertical no meio do vão de vigas com diferentes rigidezes rotacionais



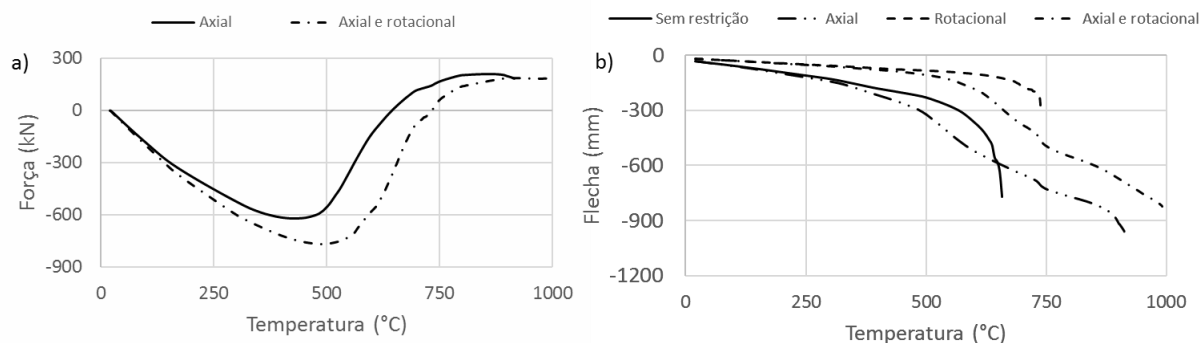
Fonte: Autora

5.1.6 Influência da restrição axial e rotacional

A influência da restrição axial e rotacional foi avaliada em vigas de perfil W360x79, com 9 m de comprimento e nível de carregamento igual a 40%. Foram consideradas quatro condições de contorno: sem restrição axial e rotacional; com restrição axial de 62 kN/mm e rotação livre; com deslocamento axial livre e restrição rotacional de 14000 kN.m/rad; e com restrição axial de 62 kN/mm e restrição rotacional de 14000 kN.m/rad.

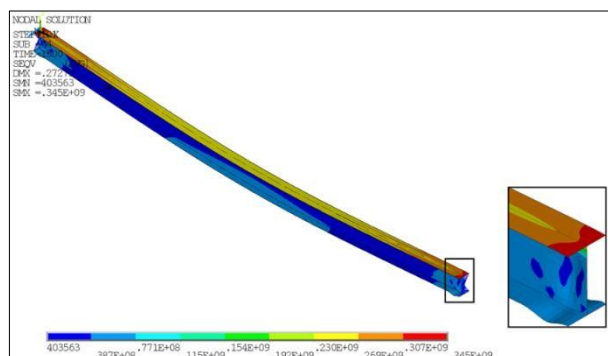
A Figura 5.9a mostra a evolução da força de restrição em vigas somente com restrição axial e com ambas restrições. Nota-se que a presença da restrição rotacional aumenta a força de compressão e o seu máximo é atingido a uma temperatura superior ao da viga somente com restrição axial. A explicação desse comportamento está na Figura 5.9b. Verifica-se que a viga com restrição axial e rotacional possui um deslocamento vertical inferior ao da viga somente com restrição axial. Sendo assim, os efeitos da não linearidade geométrica são amenizados e a força de compressão atinge valores mais altos. Logo, conclui-se que a restrição rotacional favorece a capacidade resistente da viga, embora tenham sido observadas instabilidades locais na mesa inferior e na alma dos modelos com esse tipo de restrição (Figura 5.10 e 5.11). Quanto à temperatura máxima suportada pela viga, é possível ver na Figura 5.9b que a viga simplesmente apoiada e a viga com ambas restrições apresentam a menor e a maior temperatura, respectivamente.

Figura 5.9 - Comparação da força de restrição e do deslocamento vertical obtidos de vigas em incêndio submetidas a diferentes condições de contorno



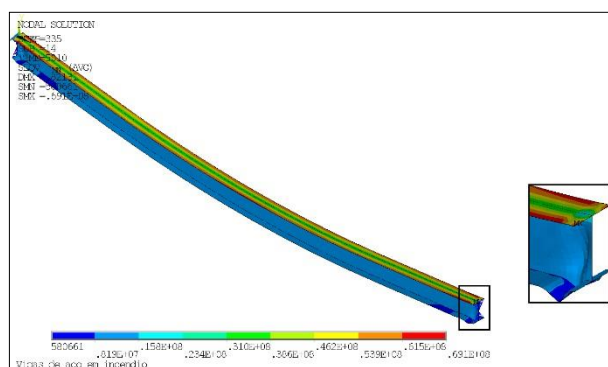
Fonte: Autora

Figura 5.10 - Distribuição de tensões em vigas somente com restrição rotacional



Fonte: Autora

Figura 5.11 - Distribuição de tensões em vigas com restrição axial e rotacional



Fonte: Autora

5.2 COMPARAÇÃO COM A ABNT NBR 14323:2013

A temperatura máxima suportada pela viga, definida neste trabalho como a temperatura média da seção transversal, obtida na análise numérica foi comparada aos procedimentos fornecidos pela ABNT NBR 14323:2013 no que tange à temperatura crítica. O ANEXO C desta dissertação traz o método de cálculo segundo a norma brasileira. Para uma viga sem instabilidades locais, a temperatura crítica é obtida da Equação C.8. A Tabela 5.4 mostra valores de temperaturas crítica para vigas sem revestimento contra fogo, com três lados expostos e submetidas a diferentes níveis de carregamento, η . O fator de correção κ foi adotado igual a 1,40.

Os modelos W410-L7-C40-KA8-KR0, W410-L7-C70-KA8-KR0, W530-L7-C40-KA8-KR0, W530-L7-C40-KA35-KR0, W530-L7-C40-KA62-KR0, W530-L7-C40-KAR8 W530-L7-C40-KAR62, W530-L7-C70-KA8, W530-L7-C70-KAR8, W530-L7-C70-KAR35 e W530-L9-C70-KAR8 perderam convergência numérica antes mesmo de ocorrer inversão do esforço de compressão para tração comum a todos os outros modelos. Dessa forma, optou-se por não os considerar na comparação dos resultados apresentada nas Tabelas 5.5 a 5.7.

Tabela 5.4 - Temperatura crítica segundo a ABNT NBR 14323:2013

Nível de Carregamento (η)	Temperatura crítica NBR °C (θ_{crit})
0,1	890,13
0,2	783,44
0,3	729,33
0,4	687,61
0,5	660,55
0,6	633,50
0,7	606,44
0,8	584,04
0,9	563,09
1	542,14

Fonte: Autora

Tabela 5.5 - Comparação entre os resultados obtidos numericamente e pela norma brasileira para o perfil W360x79

N	Referência	L	Nível de Carregamento	Temperatura crítica °C NBR (θ_{crit})	Temperatura média °C ANSYS (θ_{crit})	% Error (θ_{crit})
1	W360-L7-C40-KA ∞ -KRO	7	40%	687,61	753,58	10%
2	W360-L7-C40-KA8-KRO	7	40%	687,61	777,46	13%
3	W360-L7-C40-KA0-KR	7	40%	687,61	616,67	-10%
4	W360-L7-C40-KAR8	7	40%	687,61	899,99	31%
5	W360-L7-C40-KA35-KRO	7	40%	687,61	767,38	12%
6	W360-L7-C40-KAR35	7	40%	687,61	888,61	29%
7	W360-L7-C40-KA62-KRO	7	40%	687,61	764,40	11%
8	W360-L7-C40-KAR62	7	40%	687,61	886,58	29%
9	W360-L7-C70-KA ∞ -KRO	7	70%	606,44	644,88	6%
10	W360-L7-C70-KA8-KRO	7	70%	606,44	670,68	11%
11	W360-L7-C70-KA0-KR	7	70%	606,44	503,92	-17%
12	W360-L7-C70-KAR8	7	70%	606,44	845,29	39%
13	W360-L7-C70-KA35-KRO	7	70%	606,44	656,47	8%
14	W360-L7-C70-KAR35	7	70%	606,44	830,49	37%
15	W360-L7-C70-KA62-KRO	7	70%	606,44	653,57	8%
16	W360-L7-C70-KAR62	7	70%	606,44	826,35	36%
17	W360-L9-C40-KA ∞ -KRO	9	40%	687,61	801,07	17%
18	W360-L9-C40-KA8-KRO	9	40%	687,61	840,87	22%
19	W360-L9-C40-KA0-KR	9	40%	687,61	608,93	-11%
20	W360-L9-C40-KAR8	9	40%	687,61	921,97	34%
21	W360-L9-C40-KA35-KRO	9	40%	687,61	816,44	19%
22	W360-L9-C40-KAR35	9	40%	687,61	914,12	33%
23	W360-L9-C40-KA62-KRO	9	40%	687,61	813,04	18%
24	W360-L9-C40-KAR62	9	40%	687,61	912,39	33%
25	W360-L9-C70-KA ∞ -KRO	9	70%	606,44	667,90	10%
26	W360-L9-C70-KA8-KRO	9	70%	606,44	705,25	16%
27	W360-L9-C70-KA0-KR	9	70%	606,44	499,42	-18%
28	W360-L9-C70-KAR8	9	70%	606,44	861,84	42%
29	W360-L9-C70-KA35-KRO	9	70%	606,44	678,79	12%
30	W360-L9-C70-KAR35	9	70%	606,44	851,53	40%
31	W360-L9-C70-KA62-KRO	9	70%	606,44	673,43	11%
32	W360-L9-C70-KAR62	9	70%	606,44	849,75	40%

Continua

Continuação

N	Referência	L	Nível de Carregamento	Temperatura crítica °C	Temperatura média °C	% Erro (θ) _{crit}
				NBR (θ _{crit})	ANSYS (θ _{crit})	
33	W360-L11-C40-KA∞-KRO	11	40%	687,61	868,02	26%
34	W360-L11-C40-KA8-KRO	11	40%	687,61	890,56	30%
35	W360-L11-C40-KA0-KR	11	40%	687,61	596,92	-13%
36	W360-L11-C40-KAR8	11	40%	687,61	936,57	36%
37	W360-L11-C40-KA35-KRO	11	40%	687,61	875,42	27%
38	W360-L11-C40-KAR35	11	40%	687,61	931,40	35%
39	W360-L11-C40-KA62-KRO	11	40%	687,61	873,96	27%
40	W360-L11-C40-KAR62	11	40%	687,61	930,78	35%
41	W360-L11-C70-KA∞-KRO	11	70%	606,44	700,81	16%
42	W360-L11-C70-KA8-KRO	11	70%	606,44	730,54	20%
43	W360-L11-C70-KA0-KR	11	70%	606,44	490,13	-19%
44	W360-L11-C70-KAR8	11	70%	606,44	876,14	44%
45	W360-L11-C70-KA35-KRO	11	70%	606,44	711,59	17%
46	W360-L11-C70-KAR35	11	70%	606,44	868,02	43%
47	W360-L11-C70-KA62-KRO	11	70%	606,44	707,41	17%
48	W360-L11-C70-KAR62	11	70%	606,44	866,51	43%
49	W360-L7-C40-SEM RESTR.	7	40%	687,61	516,79	-25%
50	W360-L7-C70-SEM RESTR.	7	70%	606,44	437,05	-28%
51	W360-L9-C40-SEM RESTR.	9	40%	687,61	520,87	-24%
52	W360-L9-C70-SEM RESTR.	9	70%	606,44	437,05	-28%
53	W360-L11-C40-SEM RESTR.	11	40%	687,61	490,13	-29%
54	W360-L11-C70-SEM RESTR.	11	70%	606,44	437,05	-28%

Fonte: Autora

Tabela 5.6 - Comparação entre os resultados obtidos numericamente e pela norma brasileira para o perfil W410x60

N	Referência	L	Nível de Carregamento	Temperatura crítica °C NBR (θ_{crit})	Temperatura média °C ANSYS (θ_{crit})	% Error (θ_{crit})
1	W410-L7-C40-KA ∞ -KRO	7	40%	687,61	766,67	11%
3	W410-L7-C40-KA0-KR	7	40%	687,61	631,56	-8%
4	W410-L7-C40-KAR8	7	40%	687,61	860,05	25%
5	W410-L7-C40-KA35-KRO	7	40%	687,61	779,90	13%
6	W410-L7-C40-KAR35	7	40%	687,61	858,24	25%
7	W410-L7-C40-KA62-KRO	7	40%	687,61	776,72	13%
8	W410-L7-C40-KAR62	7	40%	687,61	851,60	24%
9	W410-L7-C70-KA ∞ -KRO	7	70%	606,44	666,72	10%
11	W410-L7-C70-KA0-KR	7	70%	606,44	527,91	-13%
13	W410-L7-C70-KA35-KRO	7	70%	606,44	676,06	11%
14	W410-L7-C70-KAR35	7	70%	606,44	794,90	31%
15	W410-L7-C70-KA62-KRO	7	70%	606,44	672,94	11%
16	W410-L7-C70-KAR62	7	70%	606,44	792,02	31%
17	W410-L9-C40-KA ∞ -KRO	9	40%	687,61	811,37	18%
18	W410-L9-C40-KA8	9	40%	687,61	836,79	22%
19	W410-L9-C40-KA0-KR	9	40%	687,61	629,01	-9%
20	W410-L9-C40-KAR8	9	40%	687,61	888,97	29%
21	W410-L9-C40-KA35-KRO	9	40%	687,61	819,00	19%
22	W410-L9-C40-KAR35	9	40%	687,61	876,36	27%
23	W410-L9-C40-KA62-KRO	9	40%	687,61	817,76	19%
24	W410-L9-C40-KAR62	9	40%	687,61	872,44	27%
25	W410-L9-C70-KA ∞ -KRO	9	70%	606,44	688,35	14%
26	W410-L9-C70-KA8-KRO	9	70%	606,44	713,18	18%
27	W410-L9-C70-KA0-KR	9	70%	606,44	522,94	-14%
28	W410-L9-C70-KAR8	9	70%	606,44	828,42	37%
29	W410-L9-C70-KA35-KRO	9	70%	606,44	697,10	15%
30	W410-L9-C70-KAR35	9	70%	606,44	811,37	34%
31	W410-L9-C70-KA62-KRO	9	70%	606,44	694,24	14%
32	W410-L9-C70-KAR62	9	70%	606,44	819,00	35%

Continua

Continuação

N	Referência	L	Nível de Carregamento	Temperatura crítica °C NBR (θ_{crit})	Temperatura média °C ANSYS (θ_{crit})	% Erro (θ_{crit})
33	W410-L11-C40-KA ∞ -KRO	11	40%	687,61	870,85	27%
34	W410-L11-C40-KA8-KRO	11	40%	687,61	891,74	30%
35	W410-L11-C40-KA0-KR	11	40%	687,61	626,51	-9%
36	W410-L11-C40-KAR8	11	40%	687,61	907,10	32%
37	W410-L11-C40-KA35-KRO	11	40%	687,61	878,62	28%
38	W410-L11-C40-KAR35	11	40%	687,61	896,56	30%
39	W410-L11-C40-KA62-KRO	11	40%	687,61	876,36	27%
40	W410-L11-C40-KAR62	11	40%	687,61	895,87	30%
41	W410-L11-C70-KA ∞ -KRO	11	70%	606,44	713,18	18%
42	W410-L11-C70-KA8-KRO	11	70%	606,44	741,47	22%
43	W410-L11-C70-KA0-KR	11	70%	606,44	517,83	-15%
44	W410-L11-C70-KAR8	11	70%	606,44	846,62	40%
45	W410-L11-C70-KA35-KRO	11	70%	606,44	722,68	19%
46	W410-L11-C70-KAR35	11	70%	606,44	838,74	38%
47	W410-L11-C70-KA62-KRO	11	70%	606,44	720,41	19%
48	W410-L11-C70-KAR62	11	70%	606,44	836,79	38%
49	W410-L7-C40-SEM RESTR.	7	40%	687,61	550,89	-20%
50	W410-L7-C70-SEM RESTR.	7	70%	606,44	465,40	-23%
51	W410-L9-C40-SEM RESTR.	9	40%	687,61	550,89	-20%
52	W410-L9-C70-SEM RESTR.	9	70%	606,44	465,40	-23%
53	W410-L11-C40-SEM RESTR.	11	40%	687,61	550,89	-20%
54	W410-L11-C70-SEM RESTR.	11	70%	606,44	458,75	-24%

Fonte: Autora

Tabela 5.7 - Comparação entre os resultados obtidos numericamente e pela norma brasileira para o perfil W530x74

N	Referência	L	Nível de Carregamento	Temperatura crítica °C NBR (θ_{crit})	Temperatura média °C ANSYS (θ_{crit})	% Error (θ_{crit})
1	W530-L7-C40-KA ∞ -KRO	7	40%	687,61	758,01	10%
3	W530-L7-C40-KA0-KR	7	40%	687,61	659,31	-4%
6	W530-L7-C40-KAR35	7	40%	687,61	826,42	20%
9	W530-L7-C70-KA ∞ -KRO	7	70%	606,44	673,89	11%
11	W530-L7-C70-KA0-KR	7	70%	606,44	551,21	-9%
13	W530-L7-C70-KA35-KRO	7	70%	606,44	685,48	13%
15	W530-L7-C70-KA62-KRO	7	70%	606,44	682,28	13%
16	W530-L7-C70-KAR62	7	70%	606,44	599,90	-1%
17	W530-L9-C40-KA ∞ -KRO	9	40%	687,61	804,60	17%
18	W530-L9-C40-KA8-KRO	9	40%	687,61	826,42	20%
19	W530-L9-C40-KA0-KR	9	40%	687,61	652,37	-5%
20	W530-L9-C40-KAR8	9	40%	687,61	856,78	25%
21	W530-L9-C40-KA35-KRO	9	40%	687,61	814,50	18%
22	W530-L9-C40-KAR35	9	40%	687,61	847,95	23%
23	W530-L9-C40-KA62-KRO	9	40%	687,61	811,74	18%
24	W530-L9-C40-KAR62	9	40%	687,61	852,86	24%
25	W530-L9-C70-KA ∞ -KRO	9	70%	606,44	698,28	15%
26	W530-L9-C70-KA8-KRO	9	70%	606,44	719,64	19%
27	W530-L9-C70-KA0-KR	9	70%	606,44	545,99	-10%
29	W530-L9-C70-KA35-KRO	9	70%	606,44	707,62	17%
30	W530-L9-C70-KAR35	9	70%	606,44	789,06	30%
31	W530-L9-C70-KA62-KRO	9	70%	606,44	704,54	16%
32	W530-L9-C70-KAR62	9	70%	606,44	784,07	29%
33	W530-L11-C40-KA ∞ -KRO	11	40%	687,61	835,00	21%
34	W530-L11-C40-KA8-KRO	11	40%	687,61	864,55	26%
35	W530-L11-C40-KA0-KR	11	40%	687,61	639,70	-7%
36	W530-L11-C40-KAR8	11	40%	687,61	874,99	27%
37	W530-L11-C40-KA35-KRO	11	40%	687,61	843,90	23%
38	W530-L11-C40-KAR35	11	40%	687,61	863,61	26%
39	W530-L11-C40-KA62-KRO	11	40%	687,61	840,68	22%

Continua

N	Referência	L	Nível de Carregamento	Temperatura crítica °C NBR (θ_{crit})	Temperatura média °C ANSYS (θ_{crit})	% Error (θ_{crit})
40	W530-L11-C40-KAR62	11	40%	687,61	862,66	25%
41	W530-L11-C70-KA∞-KRO	11	70%	606,44	716,69	18%
42	W530-L11-C70-KA8-KRO	11	70%	606,44	743,59	23%
43	W530-L11-C70-KA0-KR	11	70%	606,44	523,60	-14%
44	W530-L11-C70-KAR8	11	70%	606,44	819,92	35%
45	W530-L11-C70-KA35-KRO	11	70%	606,44	725,38	20%
46	W530-L11-C70-KAR35	11	70%	606,44	808,93	33%
47	W530-L11-C70-KA62-KRO	11	70%	606,44	722,54	19%
48	W530-L11-C70-KAR62	11	70%	606,44	808,93	33%
49	W530-L7-C40-SEM RESTR.	7	40%	687,61	583,97	-15%
50	W530-L7-C70-SEM RESTR.	7	70%	606,44	492,04	-19%
51	W530-L9-C40-SEM RESTR.	9	40%	687,61	583,99	-15%
52	W530-L9-C70-SEM RESTR.	9	70%	606,44	492,04	-19%
53	W530-L11-C40-SEM RESTR.	11	40%	687,61	588,15	-14%
54	W530-L11-C70-SEM RESTR.	11	70%	606,44	492,04	-19%

Fonte: Autora

As Tabelas 5.5 a 5.7 indicam que os valores de temperatura crítica obtidos pela ABNT NBR 14323:2013, para vigas sem qualquer tipo de restrição e somente com restrição rotacional, são menores que os obtidos na análise numérica e, portanto, é necessário um estudo mais detalhado a fim de que não seja comprometida a segurança das estruturas. Por outro lado, para vigas somente com restrição axial e com ambas restrições, a norma brasileira se mostra conservadora.

6 CONCLUSÕES

A presente dissertação avaliou o comportamento de vigas de aço com dilatação térmica impedida em situação de incêndio. O estudo teve início com a criação de um modelo numérico no programa computacional *ANSYS v17.0* que simulou um experimento realizado por Liu et al. (2002) na Universidade de Manchester. Nesse experimento, uma viga sem revestimento contra fogo foi aquecida de acordo com a curva de incêndio-padrão ISO 834 e submetida a diferentes níveis de carregamento e de restrição axial. A restrição rotacional foi imposta pelos dois tipos de ligação utilizados e, neste trabalho, optou-se por avaliar a ligação de comportamento semirrígido.

O modelo numérico foi construído considerando o comportamento não linear, geométrico e do material, da viga restringida a altas temperaturas. A não linearidade do material foi contemplada por meio da relação constitutiva do aço proposta pelo EN 1993-1-2:2005 para níveis de temperatura variando entre 20 °C e 1200 °C. Por sua vez, a não linearidade geométrica foi implementada com o comando *NLGEOM*, que ativa os efeitos dos grandes deslocamentos e rotações. Os dados obtidos numericamente foram comparados aos experimentais e o resultado foi satisfatório conforme o capítulo 4 deste trabalho.

Após a validação numérica, foram realizadas análises paramétricas considerando três perfis brasileiros, dois níveis de carregamento, três comprimentos de vão, três valores de rigidez axial e um valor de rigidez rotacional. As condições de contorno adotadas nos modelos foram: apenas restrição axial, apenas restrição rotacional, ambas restrições e nenhuma restrição. Avaliaram-se os resultados com base na força de restrição induzida e no deslocamento vertical no meio do vão.

Quanto ao nível de carregamento, notou-se que quanto maior o carregamento aplicado, menor a força máxima de compressão. Além disso, a flecha obtida se mostrou maior, o que provocou a inversão do sinal da força a temperaturas menores e permitiu que o esforço de tração atingisse valores mais altos. Em relação ao comprimento do vão, verificou-se que, para modelos apenas com restrição axial, a força de compressão diminuiu à medida que o vão aumentou; para modelos com ambas as restrições, a força de compressão aumentou com o crescimento do vão. Em ambos os casos, vãos maiores apresentaram maior deslocamento vertical e maior

temperatura antes da perda de convergência. Nas vigas apenas com restrição rotacional e sem nenhuma restrição, o aumento do vão diminuiu essa temperatura.

A influência do tipo de restrição foi avaliada isoladamente e em conjunto. Vigas apenas com restrição axial apresentaram uma temperatura máxima superior à de vigas simplesmente apoiadas, confirmando o que fora afirmado por Mourão e Silva (2004) sobre os métodos simplificados de dimensionamento. Além disso, observou-se que o aumento da rigidez axial provocou um crescimento da força de compressão e da força de tração, o que, por sua vez, reduziu a flecha máxima alcançada pela viga. Em relação à temperatura máxima suportada pela viga, uma ligeira redução foi notada com o aumento da rigidez. Entretanto, a diferença máxima foi em torno de 40 °C, indicando que a variação desse parâmetro tem pouca influência na capacidade resistente de vigas de aço em incêndio. Por outro lado, o efeito favorável da restrição rotacional foi confirmado na análise. Em modelos com ambas as restrições, notou-se uma redução da flecha no meio do vão e um aumento da força axial e da temperatura máxima (mais de 100 °C), quando comparados aos resultados das vigas apenas com restrição axial. No entanto, vigas com restrição rotacional apresentaram instabilidades locais na mesa inferior e na alma.

Os resultados obtidos na análise paramétrica foram comparados aos procedimentos fornecidos pela ABNT NBR 14323:2013 no que diz respeito a temperatura máxima suportada pela viga. Para vigas sem qualquer tipo de restrição e somente com restrição rotacional, os resultados indicam que a ABNT NBR 14323:2013 está contra a segurança. Por outro lado, para vigas somente com restrição axial e com ambas restrições, a norma brasileira se mostra conservadora. No entanto, essas conclusões carecem de análises mais detalhadas em trabalhos futuros.

A análise de estruturas em situação de incêndio é uma área de estudo muito ampla que requer maior aprofundamento sobre os efeitos das restrições axiais e rotacionais nos elementos que compõe uma estrutura. Sendo assim, sugere-se como tema para trabalhos futuros:

- Análise de vigas de aço com restrição axial e rotacional em incêndio, considerando os efeitos da instabilidade lateral com torção;
- Análise de vigas de aço alveolares com dilatação térmica impedida submetida a altas temperaturas;

- Análise de vigas mistas de aço e concreto com restrição axial e rotacional em incêndio;
- Análise de pilares mistos de aço e concreto com restrição axial e rotacional em incêndio.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. NBR 8800:2008

Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Rio de Janeiro, (2008).

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. NBR 14323:2013

Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio. Rio de Janeiro, (2013).

AZEVEDO, M.S. *Determinação da temperatura em elementos estruturais de aço externos a edificações em situação de incêndio*. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal do Espírito Santo, (2005).

BUBACH, C.R. *Análise numérica de pilares de aço com restrição axial e rotacional em situação de incêndio*. Dissertação (Mestrado). Universidade Federal do Espírito Santo, Centro Tecnológico, (2016).

BUCHANAN, A.H. *Structural Design for fire Safety*. 1.ed. New Zealand: Wiley & Sons, (2001).

CALDAS, R.B. *Análise numérica de estruturas de aço, concreto e mistas em situação de incêndio*. Tese (Dissertação). Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, (2008).

COSTA, C.N; SILVA, V.P. *Revisão histórica das curvas padronizadas de incêndio*. In: Seminário Internacional NUTAU'2006 - Inovações Tecnológicas e sustentabilidade, São Paulo (2006).

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

DWAIKAT, M.M.S. *Response of restrained steel beams subjected to fire induced thermal gradients*. Tese (Doutorado). Michigan State University, (2010).

DWAIKAT M.M.S; KODUR V.K.R. *A performance based methodology for fire design of restrained steel beams*. Journal of Constructional Steel Research 67:510–524, (2011).

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. EN 1993 1-2:2005 Eurocode 3 - *Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design*. Brussels, 2005.

FERREIRA, W.G.; CORREIA, E.V.S.; AZEVEDO, M.S. *Dimensionamento de Estruturas de Aço e Mistas em Situação de Incêndio*. Vitória, (2006)

GUSMÕES, E.Z.; SILVA, V.P.; MUNAIAR NETO, J. *Sobre a temperatura de perfis de aço sem revestimento contra fogo em situação de incêndio*. Revista da Estrutura de Aço, v.1.p.133-146, Rio de Janeiro, (2012).

HANUS, F. *Calculation of internal forces in axially and rotationally restrained beams under natural fire*. Dissertação (Mestrado). Universidade de Liege, (2008).

HEIDARPOUR, A.; BRADFORD, M.A. *Generic nonlinear modelling of restrained steel beams at elevated temperatures*. Engineering Structures 31:2787-2796, (2009).

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

KERN, D.Q. *Processos de Transmissão de Calor*. Rio de Janeiro. Editora Guanabara Dois, (1982).

KIMURA, E.F.A. *Análise termo-estrutural de pilares de aço em situação de incêndio*. Dissertação (Mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, (2009).

KODUR, V.K.R; DWAIKAT, M.MS. *Response of steel beam-columns exposed to fire*. Engineering Structures 31:369-379, (2009).

KREITH, F. *Princípios da transmissão de calor*. São Paulo. Edgard Blücher, (1977).

KUCZ, M.; RZESZUT, K.; LUKASZ, P.; MALENDOWSKI, M. *Influence of Boundary Conditions on the Thermal Response of Selected Steel Members*. Procedia Engineering 57:977-985, (2013).

LIU T.C.H; FAHAD M.K; DAVIES J.M. *Experimental investigation of behaviour of axially restrained steel beams in fire*. Journal of Constructional Steel Research 58:1211-30, (2002).

LI G-Q; GUO S-X. *Experiment on restrained steel beams subjected to heating and cooling*. Journal of Constructional Steel Research 64:268-74, (2008).

LI G.Q.; WANG, P.J.; JIANG, S.C. *Non-linear finite element analysis of axially restrained steel beams at elevated temperatures in fire*. Journal of Constructional Steel Research 63:1175-83, (2007).

LOPES, N.; SIMÕES DA SILVA, L.; VILA REAL, P.; PILOTO, P. *Modelação numérica do comportamento de vigas metálicas com deslocamento axial restringido, em situação de incêndio*. In: VII Congresso de Mecânica Aplicada e Computacional. Universidade de Évora, (2003).

MESQUITA, L.M.R; PILOTO, P.A.G; VAZ, M.A.P; VILA REAL, P.J.M.M. *Influência dos constrangimentos na temperatura crítica de vigas sujeitas a encurvadura lateral*. In: Congresso de Métodos Numéricos em Ingeniería. Granada, Espanha (2005).

MOSS, P.J.; BUCHANAN, A.H.; SEPUTRO, J.; WASTNEY, C.; WELSH, R. *Effect of support conditions on the fire behavior of steel and composite beams*. Fire and Materials 28:159-175, (2004).

MOURÃO, H.R. *Sobre o comportamento de vigas de aço com flambagens impedidas, em situação de incêndio*. Dissertação (Mestrado). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, (2004).

MOURÃO, H.R; SILVA, V.P. *Análise de vigas de aço submetidas a aquecimento uniforme, com flambagem impedida*. In: Seminário Internacional NUTAU'2004 Demandas Sociais, Inovações Tecnológicas e Cidade, São Paulo (2004).

NAJAFI, M. *Behaviour of axially restrained steel beams with web openings at elevated temperatures*. Tese (Doutorado). Faculty of Engineering and Physical Sciences – University of Manchester, (2014).

PILOTO, P.A.G.; VILA REAL, P.J.M.M.F. *Comportamento termo-mecânico de vigas com restrição à deformação axial sujeitas a temperaturas elevadas*. In: Encontro de Construção Metálica e Mista, Aveiro, Portugal (2001).

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

SILVA, V.P. *Estruturas de aço em situação de incêndio*. Tese (Doutorado). Departamento de Estruturas e Fundações da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, (1997).

SILVA, V.P.; VARGAS, M.R.; ONO, R. *Prevenção contra incêndio no Projeto de Arquitetura (Construção com Aço)*. 1.ed. Instituto Aço Brasil/ Centro Brasileiro de Construção em Aço, Rio de Janeiro (2010).

TAN, K.H.; HUANG, Z.F. *Structural responses of axially restrained steel beams with semirigid moment connection in fire*. Journal of Structural Engineering 131(4): 541-51, (2005).

USMANI A.S; ROTTER J.M.; LAMONT S.; SANAD A.M.; GILLIE M. *Fundamental principles of structural behaviour under thermal effects*. Fire Safety Journal 36(8):721-44 (2001).

WALD, F.; SIMÕES DA SILVA, L.; MOORE, D.B.; LENNON, T.; CHLADNÁ, M.; SANTIAGO, A.; BENES, M.; BORGES, L. *Experimental behaviour of a steel structure under natural fire*. Fire Safety Journal 41: 509-522, (2006)

WANG, Y.C.; DAI, X.H.; BAILEY, C.G. *An experimental study of relative structural fire behaviour and robustness of different types of steel joint in restrained steel frames*. Journal of Constructional Steel Research 67:1149-1163, (2011).

WANG, Y.C.; YIN, Y.Z. *A simplified analysis of catenary action in steel beams in fire and implications on fire resistant design*. Steel and Composite Structures 6 (5): 367-386, (2005).

YIN, Y.Z.; WANG, Y.C. *A numerical study of large deflection behaviour of restrained steel beams at elevated temperatures*. Journal of Constructional Steel Research 60: 1029-1047, (2004).

ZHANG, C.; LI, G.Q.; USMANI, A. *Simulating the behavior of restrained steel beams to flame impingement from localized-fires*. Journal of Constructional Steel Research 83: 156-165, (2013).

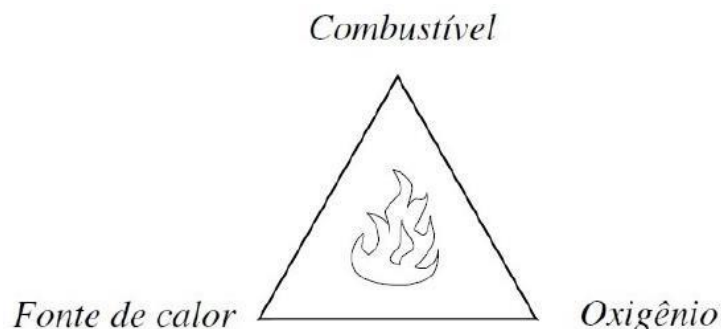
ANEXO A – CARACTERIZAÇÃO DO INCÊNDIO

A.1 Conceitos gerais sobre incêndio

Segundo Silva et al. (2010), o fogo é um fenômeno físico-químico, caracterizado por uma reação de oxidação, com emissão de calor e luz. Para que ocorra a combustão devem coexistir os seguintes componentes:

- Combustível: qualquer substância capaz de produzir calor por meio de reação química da combustão;
- Comburente: substância que alimenta a reação química da combustão, sendo o oxigênio a mais comum;
- Calor: energia térmica que se transfere de um sistema para outro em virtude da diferença de temperatura entre os dois;
- Reação em cadeia: a sequência dos três eventos acima, que resulta na combustão propriamente dita. Esses três eventos são mostrados no triângulo do fogo da Figura A.1.

Figura A.1 - Triângulo do fogo



Fonte: Caldas (2008)

Ao serem aquecidos, vapores combustíveis se desprendem da superfície do sólido e se misturam ao oxigênio do ar. Essa mistura inflamável que se forma é a responsável pela ignição. Basta uma fagulha ou mesmo o simples contato com uma superfície muito aquecida, para que apareça uma chama na superfície do sólido combustível. Este fornece mais vapor combustível para a queima, que continua a ocorrer na

presença do oxigênio (comburente), gerando assim um ciclo que só para quando um dos elementos (combustível, comburente ou calor) for eliminado.

A.2 Desenvolvimento do incêndio

A evolução de um incêndio passa por três fases bem definidas: fase inicial de elevação progressiva da temperatura; fase de aquecimento brusco; fase de resfriamento e extinção, como mostra a Figura A.2.

Figura A.2 – Curva temperatura-tempo de um incêndio real



Fonte: Silva et al. (2010)

A fase inicial de elevação progressiva da temperatura se caracteriza pelo surgimento da ignição inicial e por grandes variações de temperatura de ponto a ponto, devido à inflamação sucessiva dos objetos existentes no compartimento. Nesta fase, a combustão pode gerar gases tóxicos ou asfixiantes, mas, o risco de dano à estrutura é baixo. O incêndio começa então a se espalhar lentamente, inicialmente na superfície do combustível, e uma quantidade significativa de fumaça e gases inflamáveis é produzida, indicando o período de pré-flashover. O flashover é o ponto de transição para o período de combustão mais forte, demonstrado no gráfico da Figura A.2 pelo ponto onde se aumenta a inclinação. Esse período é chamado de combustão generalizada, onde as temperaturas no ambiente são elevadas e as taxas de produção de calor são muito altas (Buchanan, 2001). Após algum tempo, devido ao total consumo do combustível presente no local ou à falta de oxigênio, o incêndio terá

sua intensidade reduzida, entrando na fase de resfriamento e, em seguida, extinguir-se-á.

A.3 Incêndio-padrão

A caracterização de um incêndio por meio de curvas tempo-temperatura nem sempre é possível, uma vez que há uma gama de parâmetros que nele influem. Os primeiros ensaios de resistência ao fogo de elementos estruturais, realizados nos Estados Unidos no início do século XX, levaram a uma curva tempo-temperatura característica conhecida como incêndio-padrão. Nesse modelo de incêndio se admite que a temperatura dos gases do ambiente em chamas segue as curvas padronizadas para ensaios. Embora não represente o desenvolvimento de um incêndio real, convencionou-se adotar a curva de incêndio-padrão como modelo para análise experimental de estruturas, de materiais de revestimento contra fogo, de portas corta-fogo, etc. Segundo Silva (1997), a característica principal dessa família de curvas é a de possuir apenas um ramo ascendente, admitindo, portanto, que a temperatura dos gases é sempre crescente com o tempo.

O EN 1991-1-2 (2002) e as normas brasileiras ABNT NBR 5628:1980 e ABNT NBR 14432:2000 recomendam a aplicação da curva de incêndio-padrão fornecida pela ISO 834 (1975). De acordo com Costa e Silva (2006), em 1961, a *Organisation for International Standards* designou um comitê para preparar um compêndio de especificações para ensaios de resistência ao fogo; os estudos deram origem ao texto R834 para discussão – era a primeira versão do projeto de uma norma, que propunha uma curva temperatura-tempo, resultante da uniformização entre as curvas americanas ASTM E119 (1918) e britânica BS476 (1932). Em 1975, essa organização publicou a norma ISO 834 “Fire-Resistance Tests – Elements of Building Construction”, que forneceu a Equação A.1 para estimar a temperatura em função do tempo. O gráfico da curva de incêndio-padrão ISO 834:1975 é ilustrado na Figura A.3.

$$\theta_g = \theta_0 + 345 \log(8t + 1) \quad (\text{A.1})$$

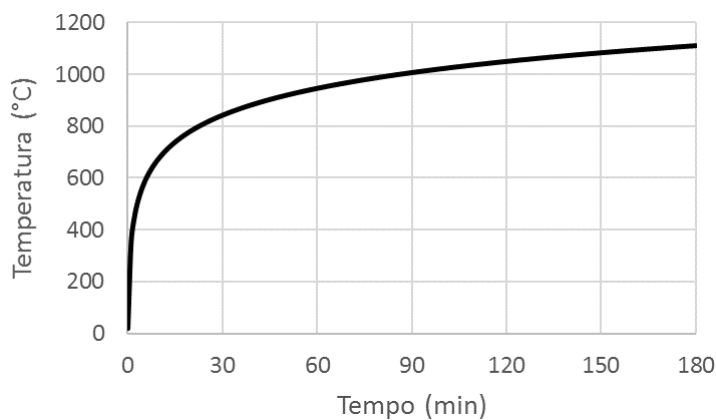
Onde,

θ_g é a temperatura dos gases, em graus Celsius, no instante t ;

θ_0 é a temperatura do ambiente antes do início do aquecimento, em graus Celsius, geralmente tomada igual a 20 °C;

t é o tempo, em minutos.

Figura A.3 - Curva de incêndio-padrão



Fonte: ISO 834:1975

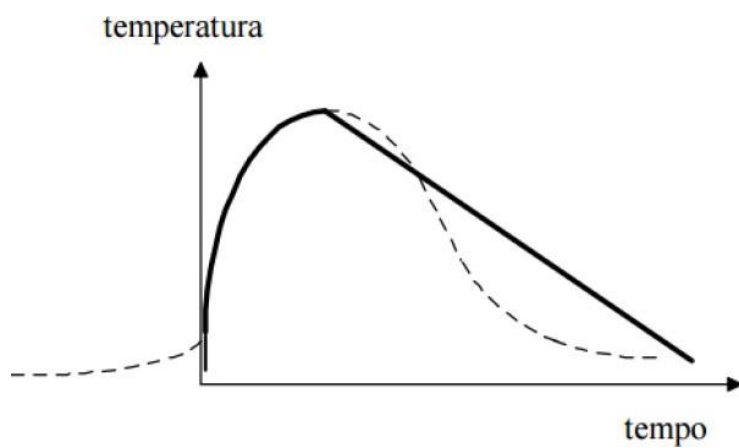
A.4 Incêndio natural

É denominado incêndio natural aquele em que se admite que a temperatura dos gases respeite as curvas temperatura-tempo naturais, cuja construção é realizada a partir de ensaios, modelos matemáticos aferidos em ensaios ou de incêndios que simulem a real situação de um compartimento em chamas. Os ensaios acontecem em compartimentos com aberturas (janelas), nos quais o incêndio ocorre sem possibilidade de propagação para fora dos mesmos. Isso é possível devido às características apresentadas pelo compartimento, como isolamento térmico, estanqueidade e resistência dos elementos de vedação.

A principal característica que difere as curvas de incêndio natural das curvas de incêndio-padrão é a de possuir um ramo ascendente (fase de aquecimento) e um ramo descendente (fase de resfriamento) admitindo, portanto, racionalmente, que as fases

que envolvem o fogo não têm sua temperatura sempre crescente com o tempo, conforme a Figura A.4.

Figura A.4 - Curva de incêndio natural



Fonte: Silva (1997)

ANEXO B – ELEVAÇÃO DA TEMPERATURA DO AÇO EXPOSTO AO INCÊNDIO

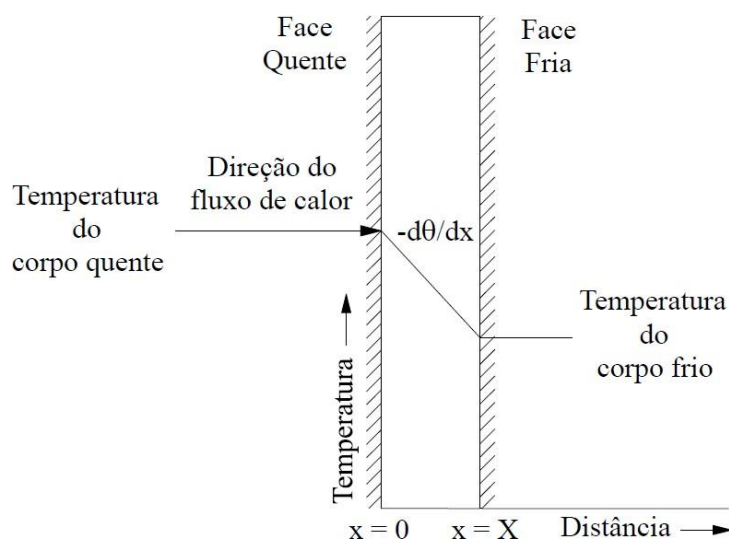
B1. Mecanismos de transferência de calor

O calor é definido como a taxa de energia térmica transferida por unidade de tempo devido a uma diferença de temperatura. Trata-se de uma grandeza física vetorial caracterizada pela intensidade e orientação tridimensional. O conhecimento sobre os conceitos de transferência de calor é essencial para compreender o comportamento do incêndio e, conseqüentemente, a análise térmica das estruturas de aço.

a) Condução

Quando há a transferência de calor da região de maior temperatura para a de baixa temperatura ocorre a chamada condução. A transmissão de calor (Figura B.1) ocorre através de um anteparo e a direção do fluxo é ortogonal à parede, se as superfícies da parede forem isotérmicas e o corpo for homogêneo e isotrópico (Kern, 1982).

Figura B.1 - Fluxo de calor através de uma parede



Fonte: Kern (1982)

O fluxo de calor por unidade de tempo é proporcional à variação de temperatura através da parede e à área de parede e é fornecida pela lei de Fourier, conforme Equação B.1.

$$Q_k = \lambda A \left(-\frac{d\theta}{dx} \right) \quad (\text{B.1})$$

Sendo:

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 transversal atravessada pelo calor.

A lei de Fourier governa o fenômeno da transferência de calor por condução em regime permanente, ou seja, a temperatura não apresenta variação com o tempo. Para o caso em estudo, o regime não é permanente, uma vez que a temperatura varia com o tempo. Para a transferência de calor por condução, em regime transitório, utiliza-se a Equação B.2.

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

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).

Os valores numéricos das condutividades térmicas são esparsos, dependendo de o sólido ser um bom condutor de calor, tal como um metal, ou um condutor pobre, como o asbesto. Apesar de a condução de calor estar geralmente associada à transmissão de calor através de sólidos, ela também se aplica, mesmo que com limitações, a gases e líquidos. Na Tabela B.1, verifica-se a condutividade térmica de alguns materiais.

Tabela B.1 – Condutividade térmica de alguns materiais utilizados na construção

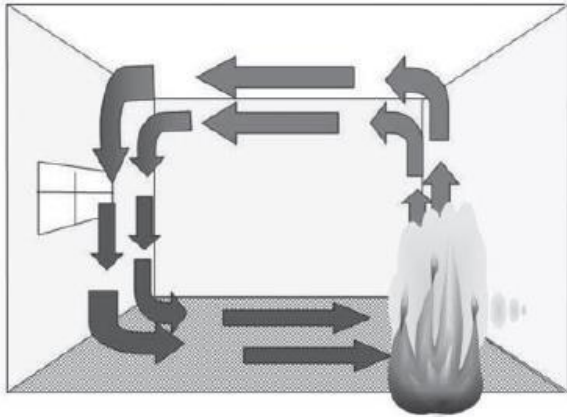
Material	Temperatura θ (°C)	Condutividade Térmica λ (W/m°C)
Alumínio	20	164
Aço carbono	20	43
Cobre puro	20	386
Asfalto	20 - 55	0,74 - 0,76
Tijolo	20	0,69
Argamassa	23	1,16
Concreto	20	1,37
Vidro	20	0,78
Emboço, gesso	20	0,48
Madeira Pinho (perpendicular ao sentido da fibra)	23	0,11
Lã de rocha (não compactada)	32	0,04

Fonte: Holman (1983)

b) Convecção

A transferência de calor em razão do movimento dos fluidos, gases ou líquidos é chamada de convecção (Figura B.2). A convecção natural é originada pelo aquecimento de um fluido em uma região localizada, o que provoca uma diminuição de sua densidade e produz uma tendência de ascensão dessa porção com a consequente descida do fluido mais frio que está acima, que é mais denso.

Figura B.2 - Convecção decorrente de um incêndio



Fonte: Silva et al. (2007) apud Silva (2010)

De acordo com Kreith (1997), Isaac Newton propôs a Equação B.3, que calcula o efeito global da convecção chamada de Lei de Newton de resfriamento.

$$Q_c = \alpha_c A (\theta_g - \theta_a) \quad (\text{B.3})$$

Onde:

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 na superfície exposta ao fogo (°C).

A transferência de calor por convecção tem um importante papel na propagação da chama, no transporte ascendente da fumaça e na permanência dos gases quentes no teto ou para fora das janelas do compartimento em chamas.

c) Radiação

A transferência de calor por radiação não precisa de um meio material para se propagar visto que a transmissão ocorre por meio de ondas eletromagnéticas. Sendo assim, esse mecanismo é mais eficiente no vácuo, já que não há a dissipação de energia que ocorre ao se atravessar um meio material. A Figura B.3 mostra que, ao incidir em um corpo receptor, a radiação tem uma parte refletida, outra absorvida e uma parte transmitida. A transferência de calor por radiação em um ponto da superfície radiante é indicada na Equação B.4.

$$Q_r = \phi \varepsilon_e \sigma A (\theta_e + 273,15)^4 \quad (\text{B.4})$$

Onde:

Q_r é o fluxo de calor por radiação (W);

ϕ é o fator de configuração;

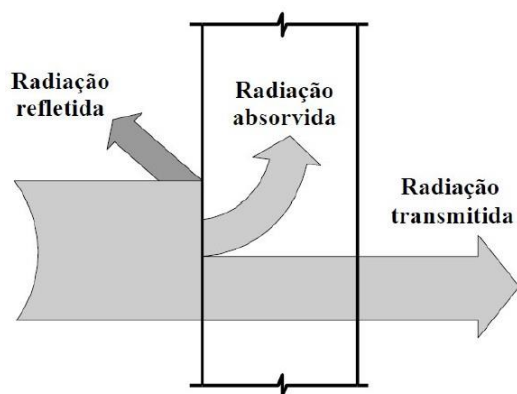
ε_e é a emissividade da superfície radiante;

σ é a constante de Stefan-Boltzmann ($5,67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$);

A é a área da seção atravessada pelo calor (m^2);

θ_e é a temperatura da superfície emissora ($^\circ\text{C}$).

Figura B.3 – Distribuição da radiação incidente



Fonte: Azevedo (2005)

A transferência de calor da superfície radiante para a superfície receptora é fornecida pela Equação B.5.

$$Q_r = \phi \varepsilon \sigma A [(\theta_e + 273,15)^4 - (\theta_r + 273,15)^4] \quad (\text{B.5})$$

Onde:

θ_r é a temperatura da superfície receptora (°C);

ε é a emissividade resultante das duas superfícies, dada pela Equação B.6.

$$\varepsilon = \frac{1}{\frac{1}{\varepsilon_e} + \frac{1}{\varepsilon_r} - 1} \quad (\text{B.6})$$

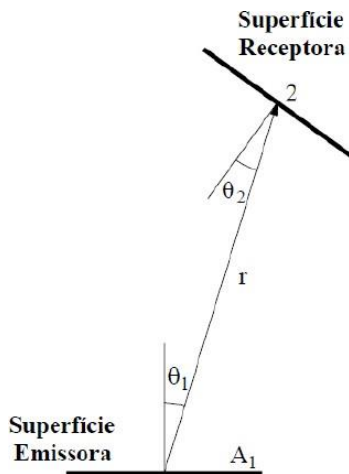
Sendo,

ε_r – emissividade da superfície receptora.

A emissividade ε indica a eficiência da superfície radiante, atribuindo valores entre zero e 1,0. No entanto, ela pode mudar durante o incêndio. O fator de configuração ϕ , calculado pela Equação B.7, é a medida de quanto o emissor da radiação é visto pela superfície receptora. Tal situação é ilustrada na Figura B.4.

$$\phi = \int \frac{A_1 \cos\beta_1 \cdot \cos\beta_2}{\pi r^2} dA_1 \quad (\text{B.7})$$

Figura B.4 – Radiação de uma superfície para a outra



Fonte: Buchanan (2001)

Para o caso particular de duas faces paralelas, como exemplificado na Figura B.5, o fator de configuração ϕ , em um ponto da superfície receptora a uma distância r do centro da superfície retangular que emite a radiação, é obtido da Equação B.8

$$\phi = \frac{1}{90} \left[\frac{a}{\sqrt{1+a^2}} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{b}{\sqrt{1+a^2}} \right) + \frac{b}{\sqrt{1+b^2}} \cdot \tan^{-1} \left(\frac{a}{\sqrt{1+b^2}} \right) \right] \quad (\text{B.8})$$

Onde:

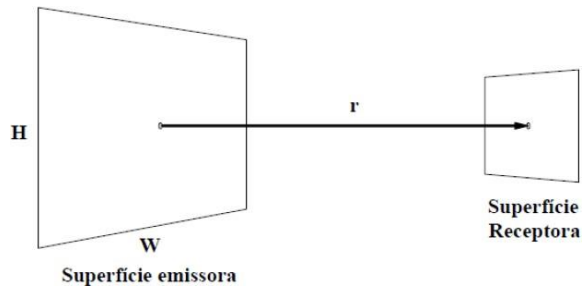
H é a altura do retângulo da superfície radiante;

W é a largura do retângulo da superfície radiante.

a é igual a $H/2r$

b é igual a $W/2r$

Figura B.5 – Superfície emissora e receptora



Fonte: Buchanan (2001)

Segundo Buchanan (2001), a radiação é muito importante nos incêndios porque é o principal mecanismo de transferência de calor das chamas para a superfície do combustível.

B2. Fator de massividade

Fator de massividade é a relação entre a área exposta ao fogo e o volume aquecido do corpo. No caso de barras prismáticas de comprimento l , o fator de massividade pode ser expresso pela Equação B.9.

$$F = \frac{u \times l}{A \times l} = \frac{u}{A} \quad (\text{B.9})$$

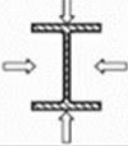
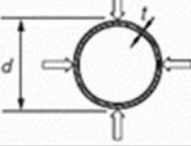
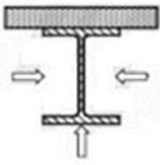
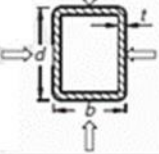
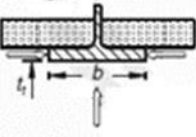
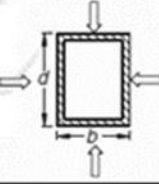
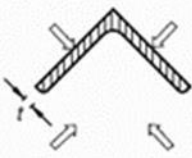
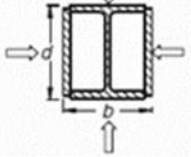
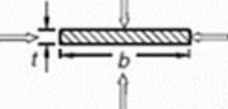
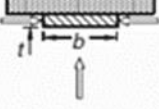
Onde,

u é o perímetro exposto ao fogo;

A é a área da seção transversal.

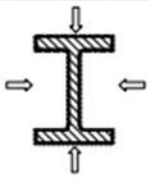
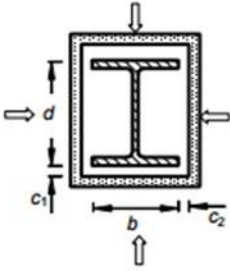
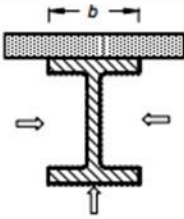
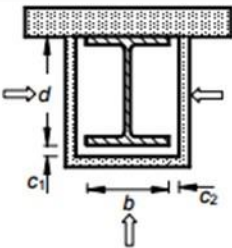
A Tabela B.2 e a Tabela B.3 são extraídas da ABNT NBR 14323:2013 e fornecem equações que calculam o fator de massividade para elementos estruturais sem e com revestimento contra fogo, respectivamente.

Tabela B.2 – Fator de massividade para alguns elementos sem material de revestimento

<p>Seção aberta exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{\text{perímetro}}{\text{área da seção transversal}}$ 	<p>Seção tubular de forma circular exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{d}{t(d-t)}$ 
<p>Seção aberta exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{\text{perímetro exposto ao incêndio}}{\text{área da seção transversal}}$ 	<p>Seção tubular de forma retangular (ou seção-caixão soldada de espessura uniforme) exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{b+d}{t(b+d-2t)}$ 
<p>Mesa de seção I ou H exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{b+2t_f}{bt_f}$ 	<p>Seção-caixão soldada exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{2(b+d)}{\text{área da seção transversal}}$ 
<p>Cantoneira exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{2}{t}$ 	<p>Seção I ou H com reforço em caixa exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{2(b+d)}{\text{área da seção transversal}}$ 
<p>Chapa exposta ao incêndio por todos os lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{2(b+t)}{bt}$ 	<p>Chapa exposta ao incêndio por três lados:</p> $\frac{u}{A_g} = \frac{b+2t}{bt}$ 

Fonte: ABNT NBR 14323:2013

Tabela B.3 – Fator de massividade para alguns elementos com material de revestimento

Situação	Descrição	Fator de massividade (u_m/A_g)
	Seção com revestimento tipo contorno de espessura uniforme, exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço}}{\text{área da seção da peça de aço}}$
	Seção com revestimento tipo caixa ^a , de espessura uniforme, exposta ao incêndio por todos os lados	$\frac{2(b+d)}{\text{área da seção da peça de aço}}$
	Seção com revestimento tipo contorno de espessura uniforme, exposta ao incêndio por três lados	$\frac{\text{perímetro da seção da peça de aço} - b}{\text{área da seção da peça de aço}}$
	Seção com revestimento tipo caixa ^a de espessura uniforme, exposta ao incêndio por três lados	$\frac{2d+b}{\text{área da seção da peça de aço}}$

^a Válido apenas para c_1 e c_2 inferiores ou iguais a $d/4$.

Fonte: ABNT NBR 14323:2013

B3. Propriedades do aço em situação de incêndio

a) Propriedades mecânicas

I. Resistência ao escoamento e módulo de elasticidade

Segundo Ferreira et al. (2006), as características físicas e químicas do aço, quando exposto a altas temperaturas, degeneram-se causando redução do módulo de elasticidade e de resistência. Para a taxa de aquecimento entre 2 °C/min e 50 °C/min, a ABNT NBR 14323:2013 fornece fatores de redução (Figura B.6), relativos aos

valores a 20 °C, da resistência ao escoamento e do módulo de elasticidade, dados, respectivamente, pela Equação B.10 e Equação B.11.

$$k_{y,\theta} = \frac{J_{y,\theta}}{f_y} \quad (\text{B.10})$$

$$k_{E,\theta} = \frac{E_\theta}{E} \quad (\text{B.11})$$

Onde:

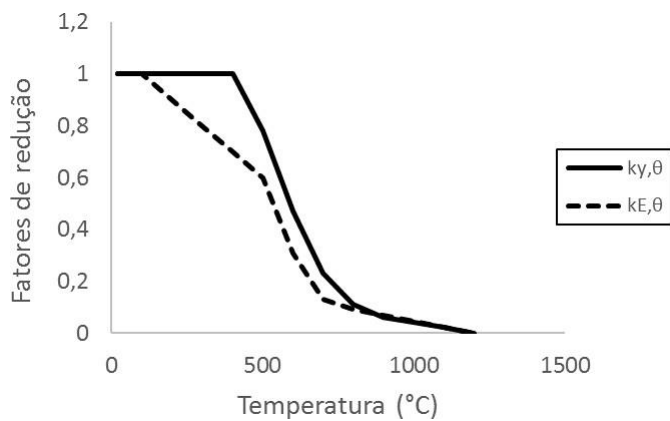
$f_{y,\theta}$ é a resistência ao escoamento dos aços laminados a temperatura θ_a ;

f_y é a resistência ao escoamento dos aço a 20 °C;

E_θ é o módulo de elasticidade dos aços laminados a uma temperatura θ_a ;

E é o módulo de elasticidade de todos os aços a 20 °C.

Figura B.6 – Fatores de redução do aço



Fonte: Autora

II. Massa específica

A massa específica (ρ_a) do aço pode ser considerada independente da temperatura e igual a 7850 kg/m³.

b) Propriedades térmicas

I. Alongamento

O alongamento do aço em função da temperatura pode ser determinado de acordo com a Equação B.12, Equação B.13 e Equação B.14. Esse comportamento é ilustrado na Figura B.7.

Para $20\text{ °C} \leq \theta_a < 750\text{ °C}$

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 1,2 \cdot 10^{-5} \theta_a + 0,4 \cdot 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \cdot 10^{-4} \quad (\text{B.12})$$

Para $750\text{ °C} \leq \theta_a \leq 860\text{ °C}$

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 1,1 \cdot 10^{-2} \quad (\text{B.13})$$

Para $860\text{ °C} < \theta_a \leq 1200\text{ °C}$

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 6,2 \cdot 10^{-3} \quad (\text{B.14})$$

Onde:

l_a é o comprimento a 20°C;

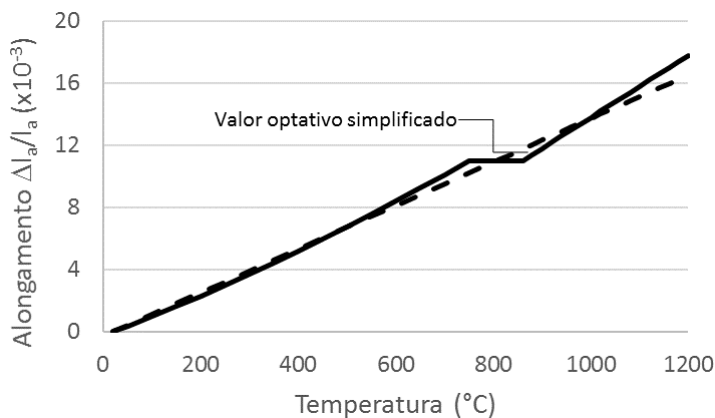
Δl_a é a expansão térmica do aço provocada pelo aumento de temperatura;

θ_a é a temperatura do aço, em graus Celsius.

A ABNT NBR 14323:2013 fornece um método simplificado de dimensionamento que considera o alongamento variando linearmente com a temperatura, conforme Equação B.15.

$$\frac{\Delta l_a}{l_a} = 14 \times 10^{-6} (\theta_a - 20) \quad (\text{B.15})$$

Figura B.7 – Alongamento do aço em função da temperatura



Fonte: ABNT NBR 14323:2013 adaptado pela autora

II. Calor específico

A quantidade de calor necessária para aumentar em 1 °C a unidade de massa de um dado material é chamada de calor específico. O calor específico do aço varia com o acréscimo de temperatura (Figura B.8) e essa variação é determinada pela Equação B.16 a Equação B.19.

Para $20\text{ °C} \leq \theta_a < 600\text{ °C}$

$$c_a = 425 + 7,73 \cdot 10^{-1} \theta_a - 1,69 \cdot 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6} \theta_a^3 \quad (\text{B.16})$$

Para $600\text{ °C} \leq \theta_a < 735\text{ °C}$

$$c_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \quad (\text{B.17})$$

Para $735\text{ °C} \leq \theta_a < 900\text{ °C}$

$$c_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \quad (\text{B.18})$$

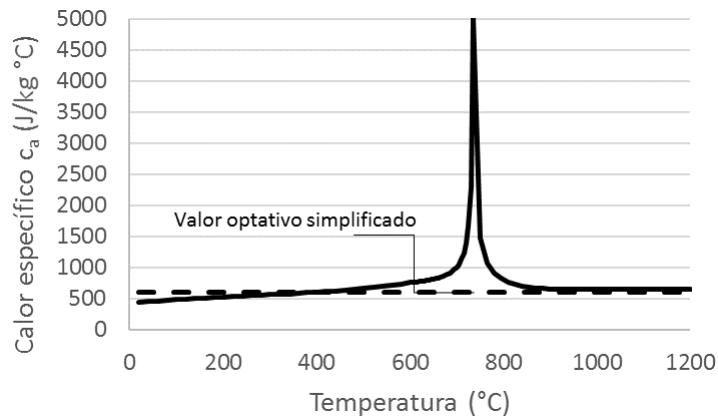
Para $900\text{ °C} \leq \theta_a \leq 1200\text{ °C}$

$$c_a = 650 \quad (\text{B.19})$$

De forma simplificada, o valor do calor específico pode ser considerado independente da temperatura do aço e dado na Equação B.20

$$c_a = 600\text{ J/kg °C} \quad (\text{B.20})$$

Figura B.8 – Calor específico do aço em função da temperatura



Fonte: ABNT NBR 14323:2013 adaptado pela autora

III. Condutividade térmica

É a propriedade que mede a capacidade do material de conduzir calor. A variação da condutividade térmica com o aumento da temperatura é vista na Figura B.9 e pode ser determinada pela Equação B.21 e Equação B.22, em $W/m\ ^\circ C$.

Para $20\ ^\circ C \leq \theta_a < 800\ ^\circ C$

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \cdot \theta_a \quad (B.21)$$

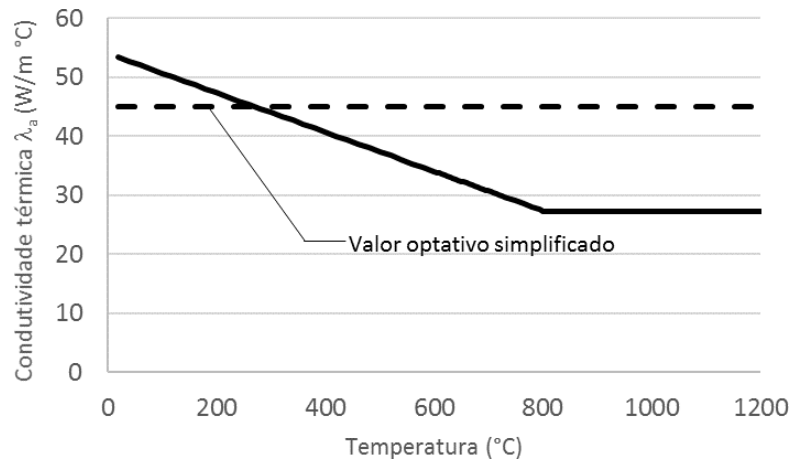
Para $800\ ^\circ C \leq \theta_a < 1200\ ^\circ C$

$$\lambda_a = 27,3 \quad (B.22)$$

O método simplificado de dimensionamento permite considerar a condutividade térmica do aço constante, dado pela Equação B.23.

$$\lambda_a = 45\ W/m\ ^\circ C \quad (B.23)$$

Figura B.9 – Condutividade térmica do aço em função da temperatura



Fonte: ABNT NBR 14323:2013 adaptado pela autora

ANEXO C – BARRAS SUBMETIDAS A MOMENTO FLETOR EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

C.1. Momento fletor resistente de cálculo

O valor de cálculo do momento fletor resistente a altas temperaturas para os casos de instabilidade local da alma e da mesa é realizada por meio das Equações C.1, C.2 e C.3, o que for aplicável. Os valores dos parâmetros de esbeltez correspondentes à plastificação e ao início do escoamento em situação de incêndio, respectivamente $\lambda_{p,fi}$ e $\lambda_{r,fi}$, são determinados multiplicando-se os valores de λ_p e λ_r por 0.85. Os parâmetros λ , λ_p e λ_r são fornecidos pela ABNT NBR 8800:2008, Anexo G

- Para $\lambda \leq \lambda_{p,fi}$

$$M_{fi,Rd} = \kappa k_{y,\theta} M_{pl} \quad (C.1)$$

- Para $\lambda_{p,fi} < \lambda \leq \lambda_{r,fi}$

$$M_{fi,Rd} = \kappa k_{y,\theta} \left[M_{pl} - (M_{pl} - M_r) \frac{\lambda - \lambda_{p,fi}}{\lambda_{r,fi} - \lambda_{p,fi}} \right] \quad (C.2)$$

- Se $\lambda > \lambda_{r,fi}$

$$M_{fi,Rd} = \kappa k_{\sigma,\theta} M_{cr} \text{ (Não aplicável a FLA)} \quad (C.3)$$

Nas Equações C.1, C.2 e C.3:

M_{pl} é o momento de plastificação da seção transversal à temperatura ambiente;

M_r é o momento fletor correspondente ao início do escoamento à temperatura ambiente. Seu valor é adotado como o produto $W(f_y - \sigma_r)$ para FLM e Wf_y para FLA,

sendo W igual ao módulo resistente elástico mínimo da seção transversal em relação ao eixo de flexão.

κ – fator de correção que leva em conta o efeito benéfico de uma distribuição de temperatura não uniforme na seção transversal e tem os seguintes valores:

- 1,00 – para uma viga com todos os quatro lados expostos ao fogo ou quando a temperatura na seção transversal não for obtida por um processo de distribuição uniforme
- 1,15 – para uma viga envolvida por material de revestimento contra fogo, com três lados expostos, com uma laje de concreto ou laje com fôrma incorporada no quarto lado, com a temperatura na seção transversal obtida por um processo de distribuição uniforme;
- 1,40 – para uma viga sem material de revestimento contra fogo, com três lados expostos, com uma laje de concreto ou laje com fôrma incorporada no quarto lado, com a temperatura na seção transversal obtida por um processo de distribuição uniforme.

Para o estado-limite de instabilidade lateral com torção, o momento fletor resistente é dado pela Equação C.4.

$$M_{fi,Rd} = \chi_{fi} \kappa k_{y,\theta} M_{pl} \quad (C.4)$$

Onde

χ_{fi} é o fator de redução associado à resistência à compressão em situação de incêndio, determinado no item 8.4.2.1.5 da ABNT NBR 14323:2013, porém com o índice de esbeltez reduzido, $\lambda_{0,fi}$, calculado de acordo com a Equação C.5.

$$\lambda_{0,fi} = \sqrt{\frac{k_{y,\theta} M_{pl}}{k_{E,\theta} M_{cr}}} \quad (C.5)$$

Sendo,

M_{cr} é o momento fletor de instabilidade elástica à temperatura ambiente. De forma simplificada, o parâmetro $\lambda_{0,fi}$ é dado pela Equação C.6.

$$\lambda_{0,fi} = \sqrt{\frac{M_{pl}}{0,85M_{cr}}} \quad (C.6)$$

C.2. Temperatura crítica

A temperatura crítica é a temperatura máxima suportada pela viga quando ocorre o colapso estrutural, ou seja, quando o momento fletor solicitante $M_{fi,Sd}$ se iguala ao momento fletor resistente $M_{fi,Rd}$. Supondo que um momento solicitante equivalente a uma porcentagem η do momento de plastificação M_{pl} seja aplicado na viga (Equação C.7).

$$M_{fi,Sd} = \eta \frac{M_{pl}}{1,1} \quad (C.7)$$

Se não ocorrem instabilidades locais, o momento resistente é fornecido pela Equação C.1. Ao igualar os momentos solicitante e resistente, a temperatura crítica pode ser calculada pela Equação C.8.

$$M_{fi,Sd} = M_{fi,Rd} \rightarrow \eta \frac{M_{pl}}{1,1} = \kappa_{y,\theta} M_{pl} \rightarrow \kappa_{y,\theta} = \frac{\eta}{1,1\kappa} \quad (C.8)$$

C.3. Elevação da temperatura do aço

De acordo com a ABNT NBR 14323:2013, para uma distribuição uniforme de temperatura na seção transversal, a elevação de temperatura $\Delta\theta_{a,t}$, em graus Celsius, de um elemento estrutural de aço sem revestimento contra fogo, situado no interior da edificação, durante um intervalo de tempo, Δt , pode ser determinada pela Equação C.9.

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{(u/A_g)}{c \rho_a} \varphi \Delta t \quad (\text{C.9})$$

Onde

k_{sh} é o fator de correção para o efeito de sombreamento, que pode ser tomado igual a 1 ou determinado pela Equação C.10;

u/A_g é o fator de massividade para elementos estruturais de aço sem revestimento contra fogo, expresso em metros a menos um (m^{-1});

u é o perímetro exposto ao incêndio do elemento estrutural de aço, expresso em metros (m);

A_g é a área bruta da seção transversal do elemento estrutural, expressa em metros quadrados (m^2);

ρ_a é a massa específica do aço, de valor igual a 7850 kg/m^3 ;

c_a é o calor específico do aço, expresso em joules por quilograma e por graus Celsius ($\text{J/kg/}^\circ\text{C}$);

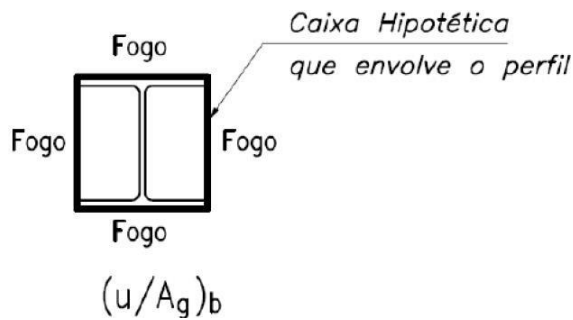
φ é o fluxo de calor por unidade de área, expresso em watts por metro quadrado (W/m^2).

Na presente dissertação, o aquecimento seguiu a curva de incêndio-padrão. Nesse caso, a ABNT NBR 14323:2013 recomenda que, em seções I ou H, o fator de correção para o efeito de sombreamento seja dado pela Equação C.10.

$$k_{sh} = 0,9 \frac{(u/A_g)_b}{(u/A_g)_d} \quad (C.10)$$

Onde $(u/A_g)_b$ é o valor do fator de massividade, definido como a relação entre o perímetro exposto ao incêndio de uma caixa hipotética que envolve o perfil e a área da seção transversal do perfil, como ilustra a Figura C.1. Em seções transversais fechadas, como as seções-caixão e tubulares, circulares e retangulares, e seções sólidas, como as retangulares, totalmente expostas ao incêndio, k_{sh} é igual a 1,0.

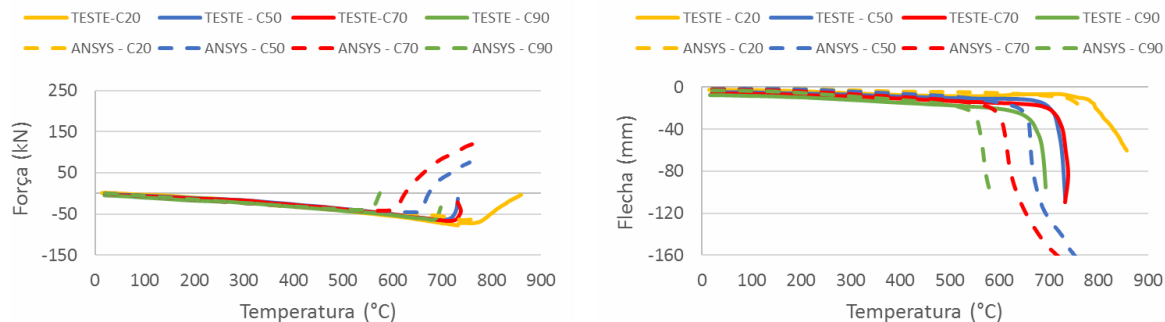
Figura C.1 - Fator de massividade



Fonte: Gusmões et al. (2012)

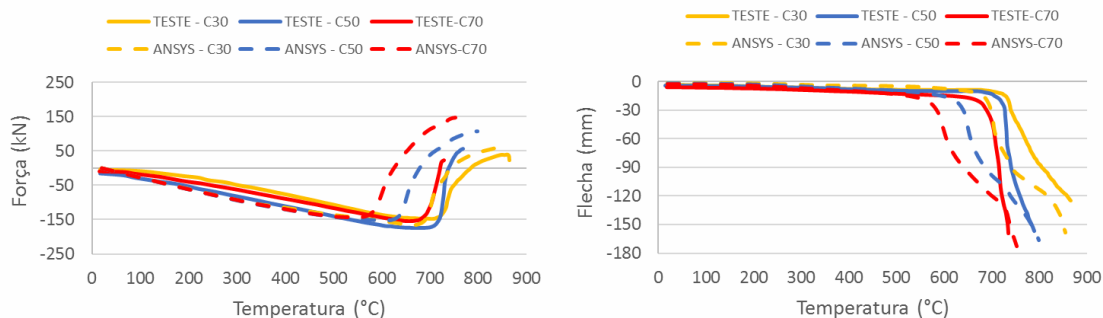
APÊNDICE A – COMPARAÇÃO ENTRE O MODELO EXPERIMENTAL DE REFERÊNCIA E O MODELO NUMÉRICO ELABORADO

Figura AA.1 - Evolução da força e da flecha no modelo experimental e no modelo numérico com restrição axial igual a 8 kN/mm



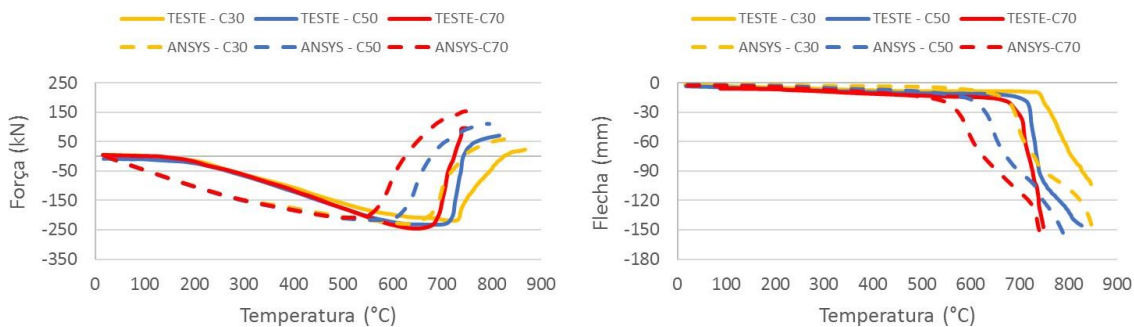
Fonte: Autora

Figura AA.2 - Evolução da força e da flecha no modelo experimental e no modelo numérico com restrição axial igual a 35 kN/mm



Fonte: Autora

Figura AA.3 - Evolução da força e da flecha no modelo experimental e no modelo numérico com restrição axial igual a 62 kN/mm

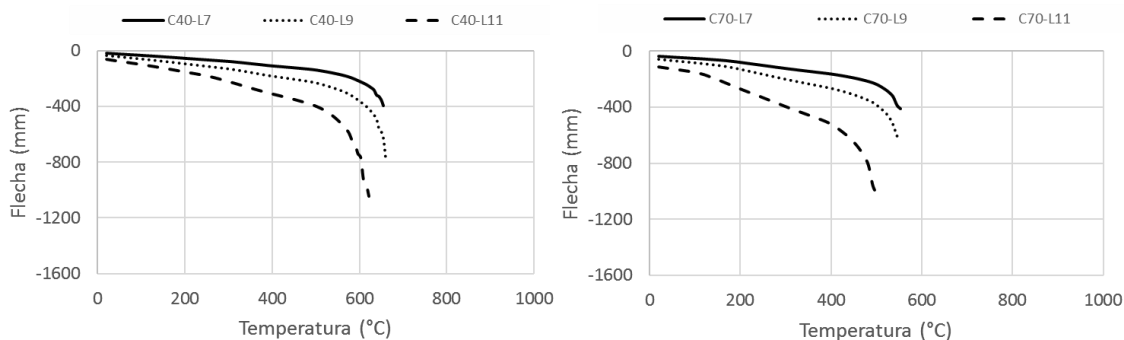


Fonte: Autora

APÊNDICE B – RESULTADOS OBTIDOS NA ANÁLISE PARAMÉTRICA

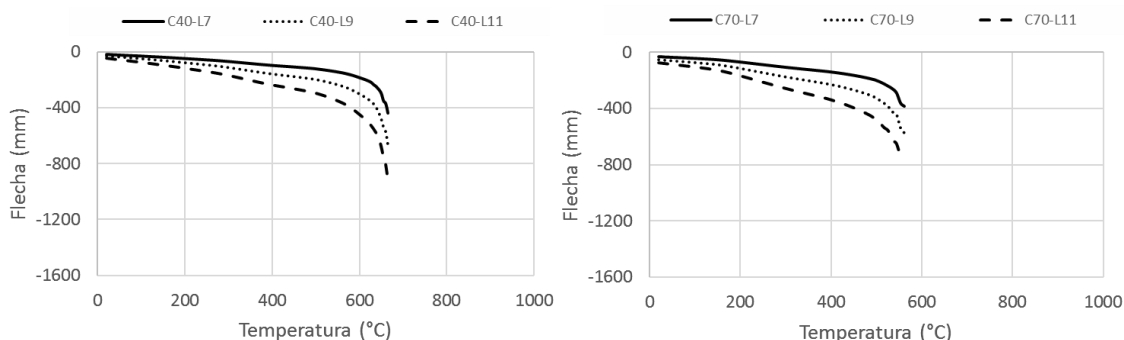
AB1. Modelos sem restrição axial e rotacional

Figura AB.1 - Resultados de vigas sem restrição, perfil W360, com diferentes vãos e níveis de carregamento



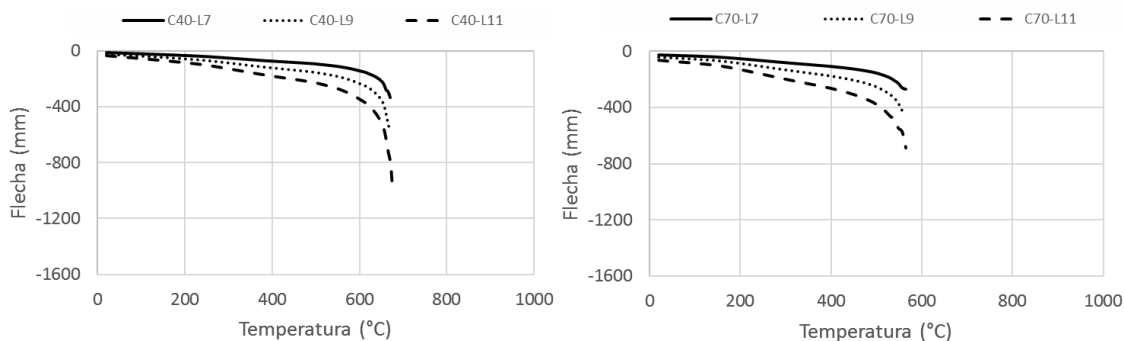
Fonte: Autora

Figura AB.2 - Resultados de vigas sem restrição, perfil W410, com diferentes vãos e níveis de carregamento



Fonte: Autora

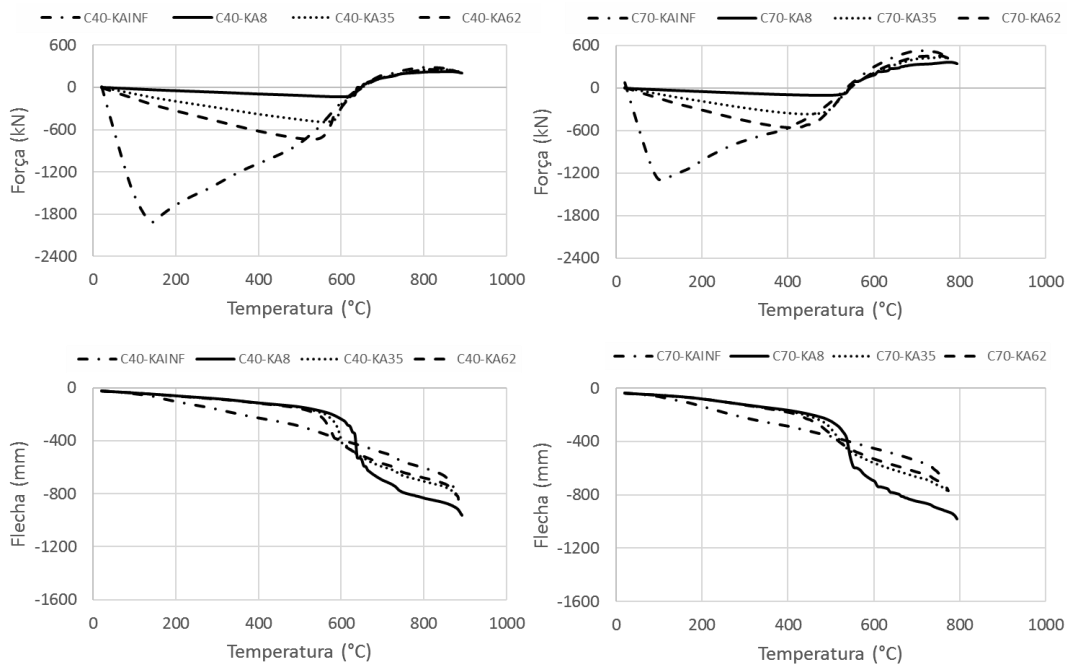
Figura AB.3 - Resultados de vigas sem restrição, perfil W530, com diferentes vãos e níveis de carregamento



Fonte: Autora

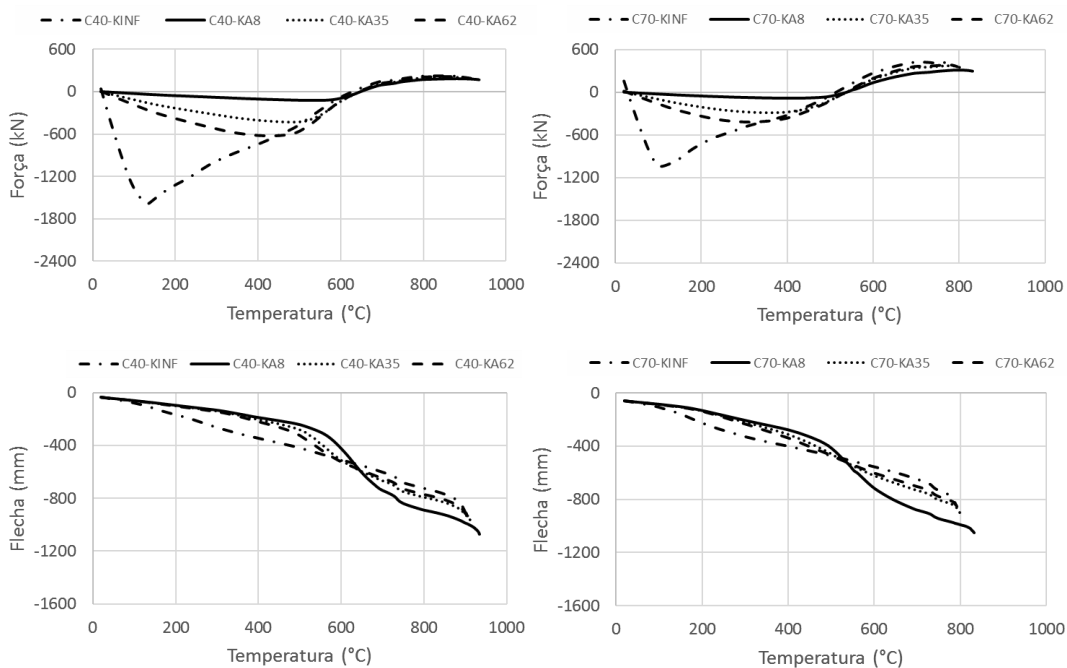
AB2. Modelos somente com restrição axial

Figura AB.4 - Resultados de vigas com perfil W360, comprimento igual a 7 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



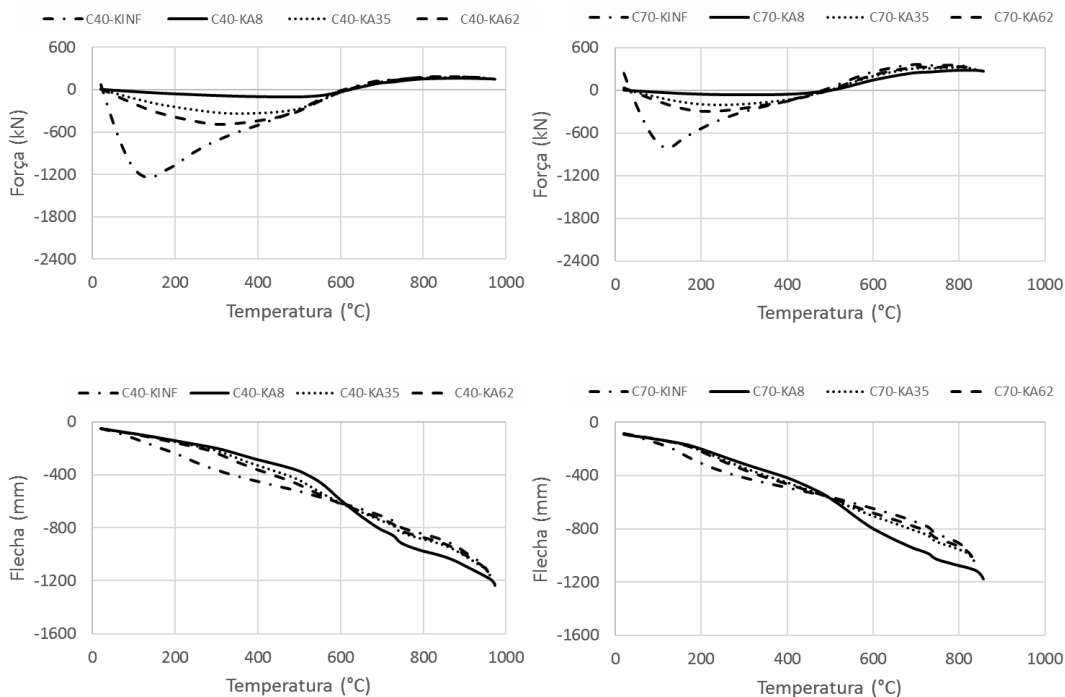
Fonte: Autora

Figura AB.5 - Resultados de vigas com perfil W360, comprimento igual a 9 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



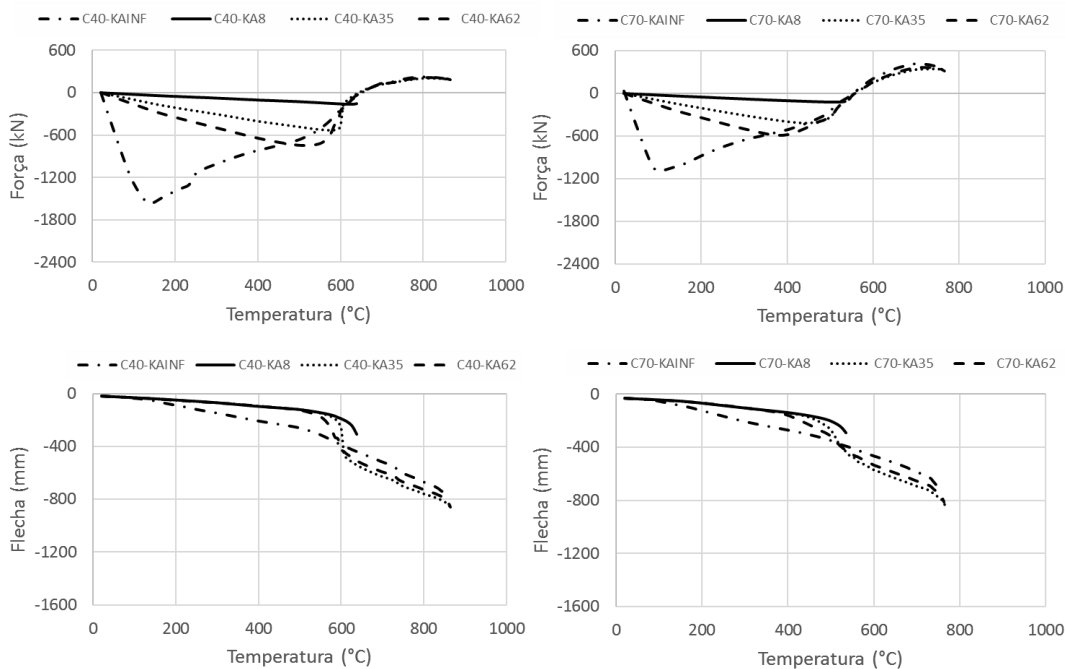
Fonte: Autora

Figura AB.6 - Resultados de vigas com perfil W360, comprimento igual a 11 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



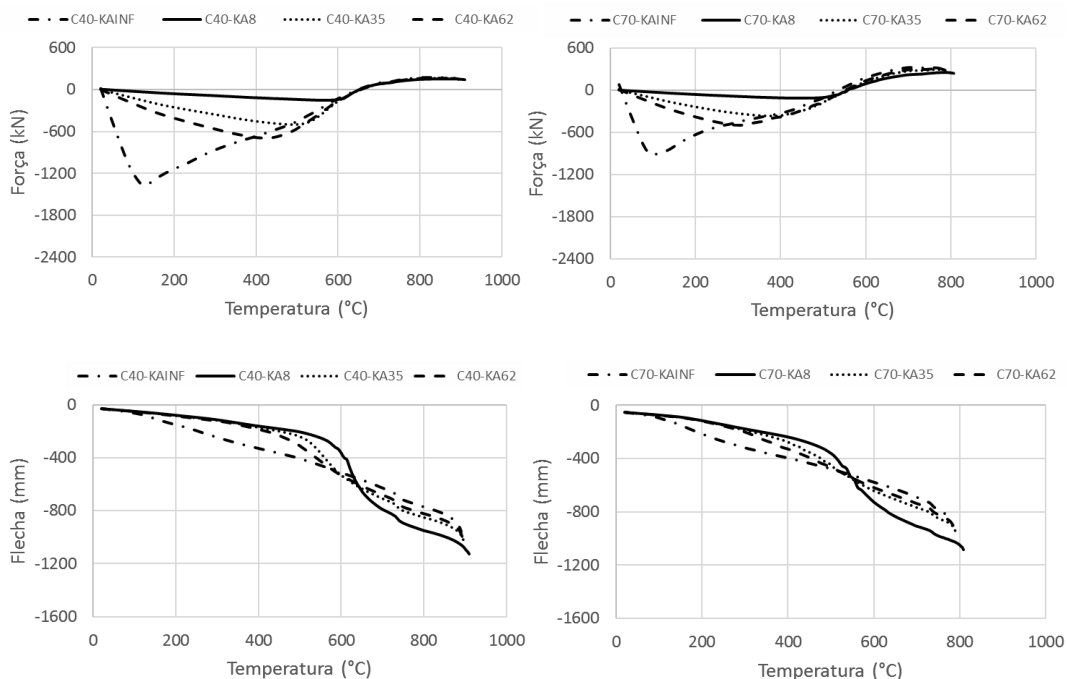
Fonte: Autora

Figura AB.7 - Resultados de vigas com perfil W410, comprimento igual a 7 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



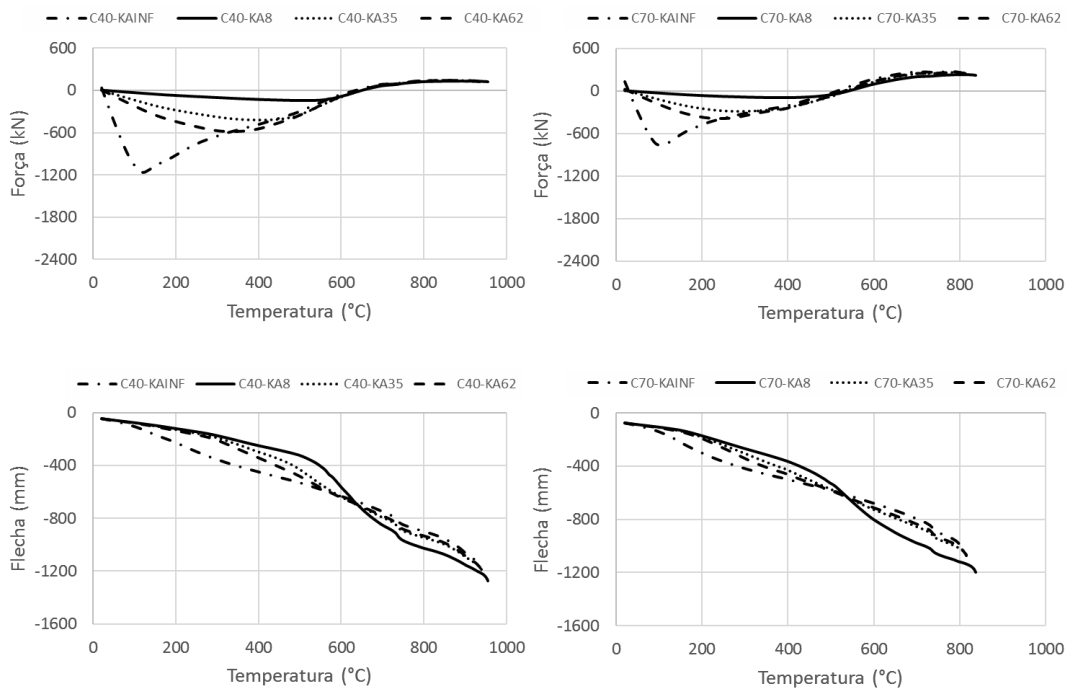
Fonte: Autora

Figura AB.8 - Resultados de vigas com perfil W410, comprimento igual a 9 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



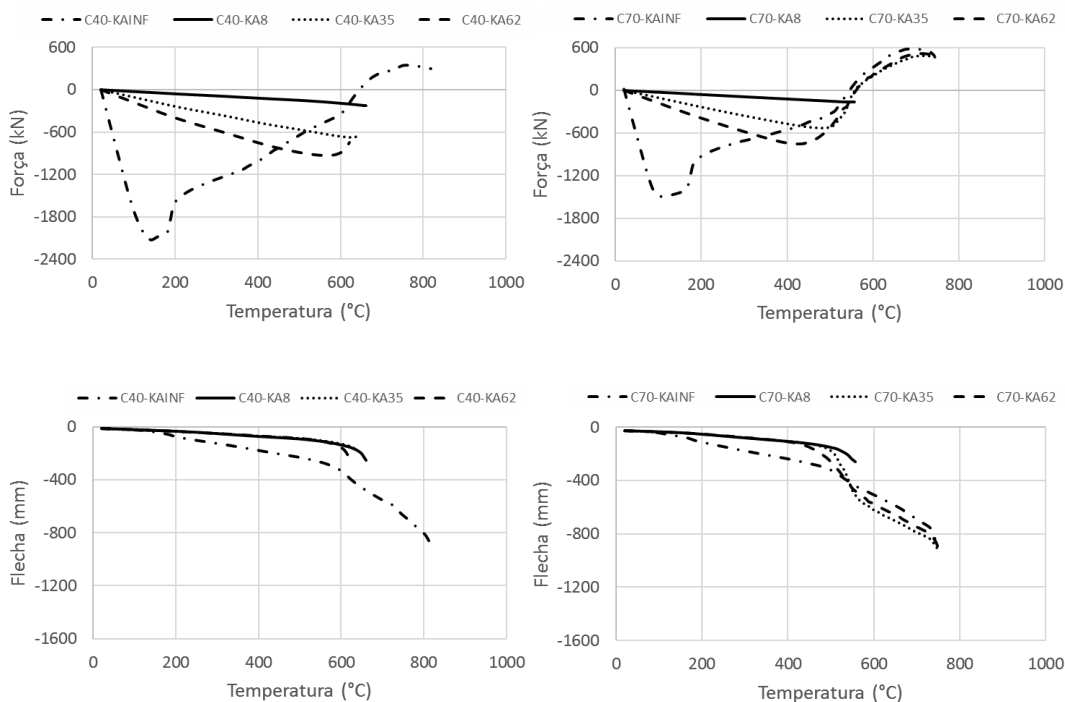
Fonte: Autora

Figura AB.9 - Resultados de vigas com perfil W410, comprimento igual a 11 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



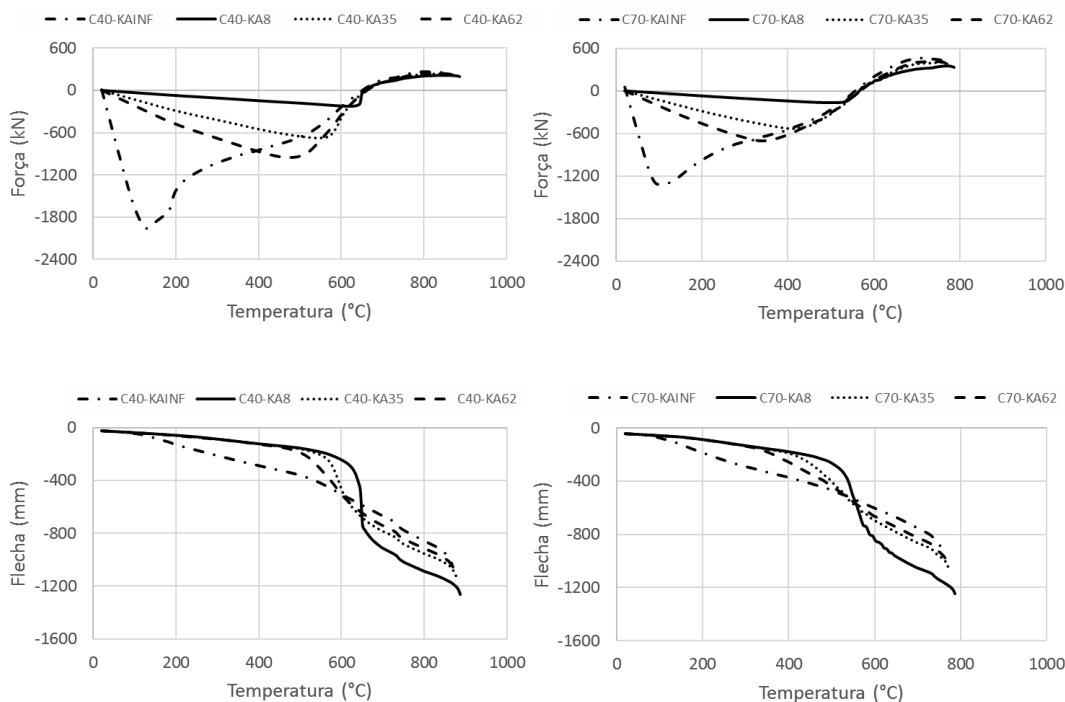
Fonte: Autora

Figura AB.10 - Resultados de vigas com perfil W530, comprimento igual a 7 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



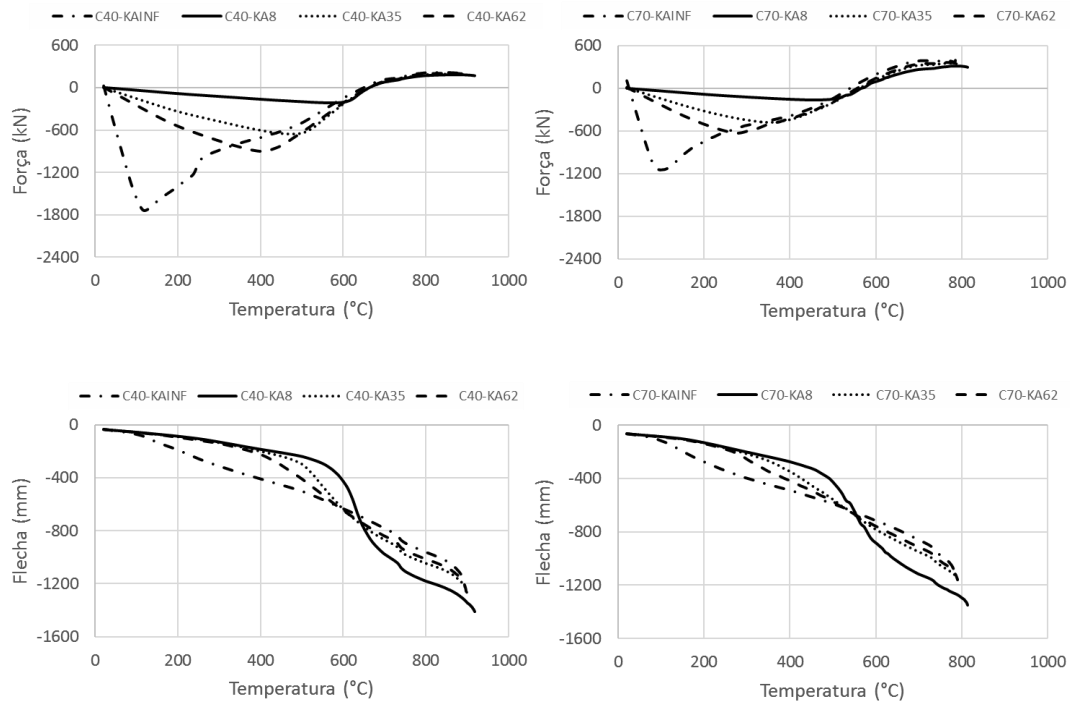
Fonte: Autora

Figura AB.11 - Resultados de vigas com perfil W530, comprimento igual a 9 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



Fonte: Autora

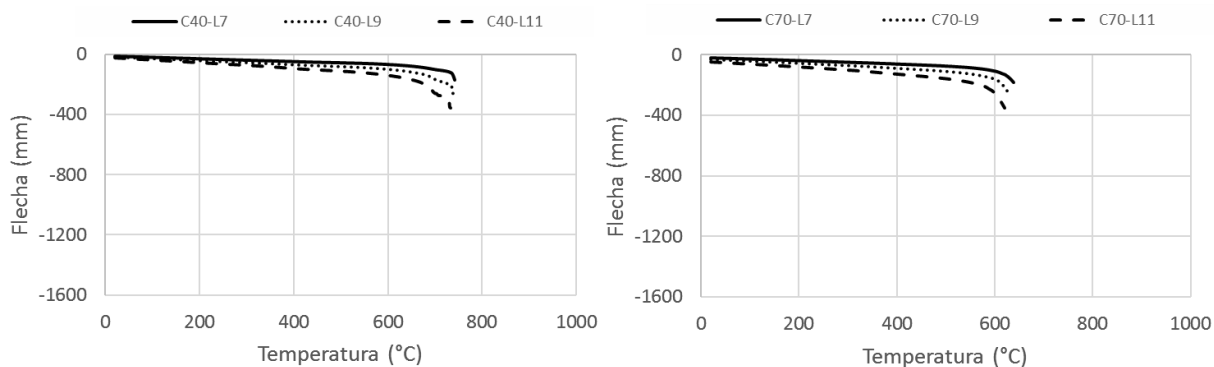
Figura AB.12 - Resultados de vigas com perfil W530, comprimento igual a 11 m e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



Fonte: Autora

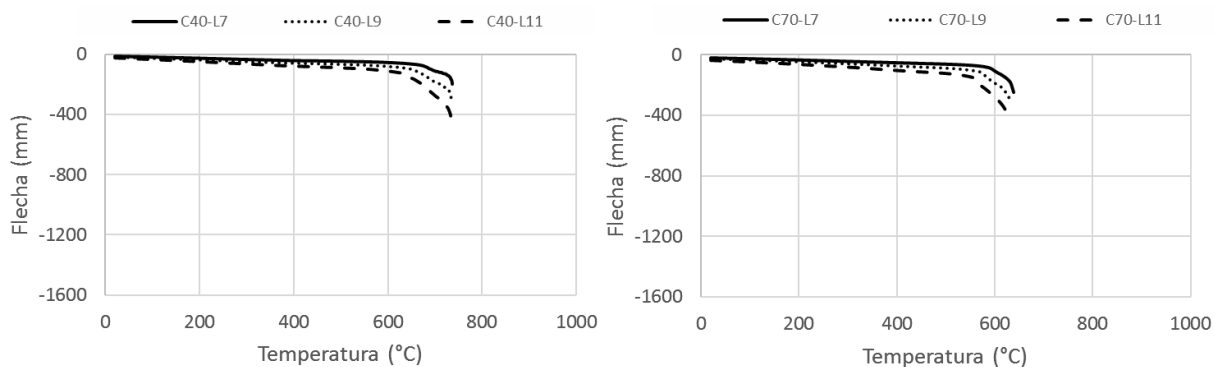
AB3. Modelos somente com restrição rotacional

Figura AB.13 - Resultados de vigas com restrição rotacional, perfil W360, com diferentes vãos e níveis de carregamento



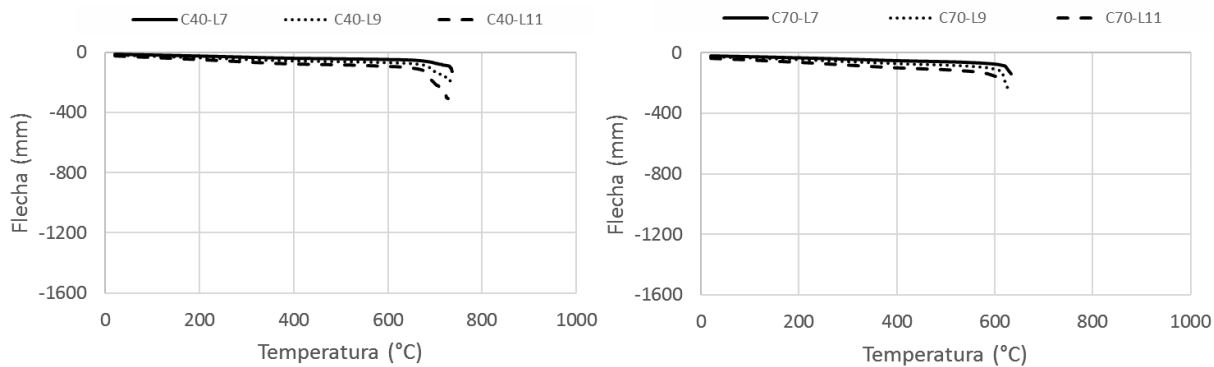
Fonte: Autora

Figura AB.14 - Resultados de vigas com restrição rotacional, perfil W410, com diferentes vãos e níveis de carregamento



Fonte: Autora

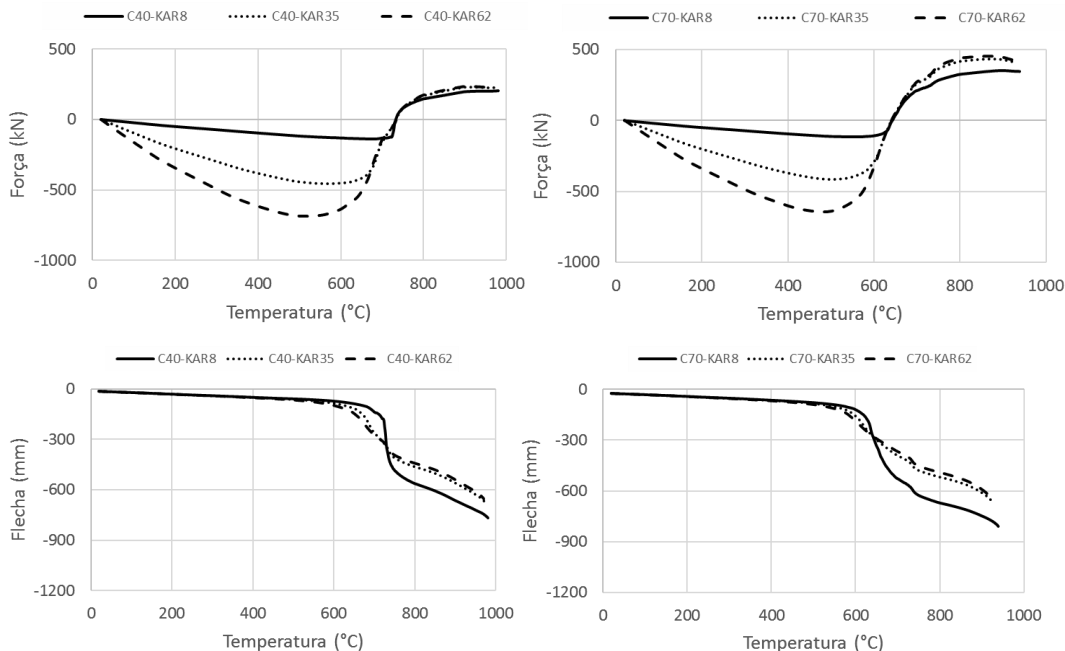
Figura AB.15 - Resultados de vigas com restrição rotacional, perfil W530, com diferentes vãos e níveis de carregamento



Fonte: Autora

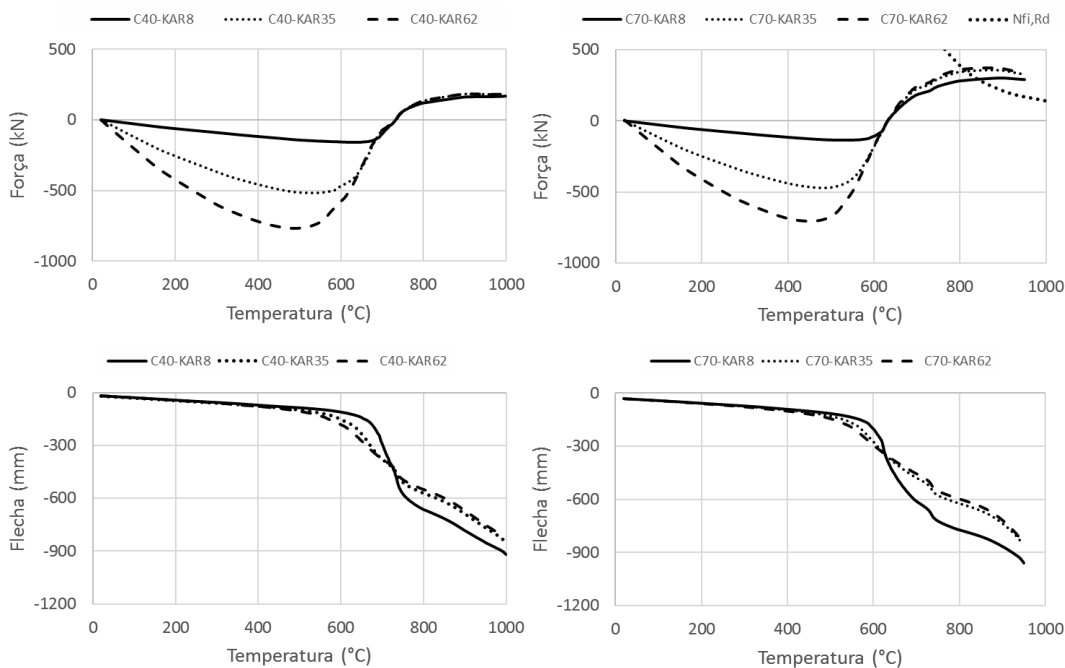
AB4. Modelos com restrição axial e rotacional

Figura AB.16 - Resultados de vigas com perfil W360, comprimento igual a 7 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



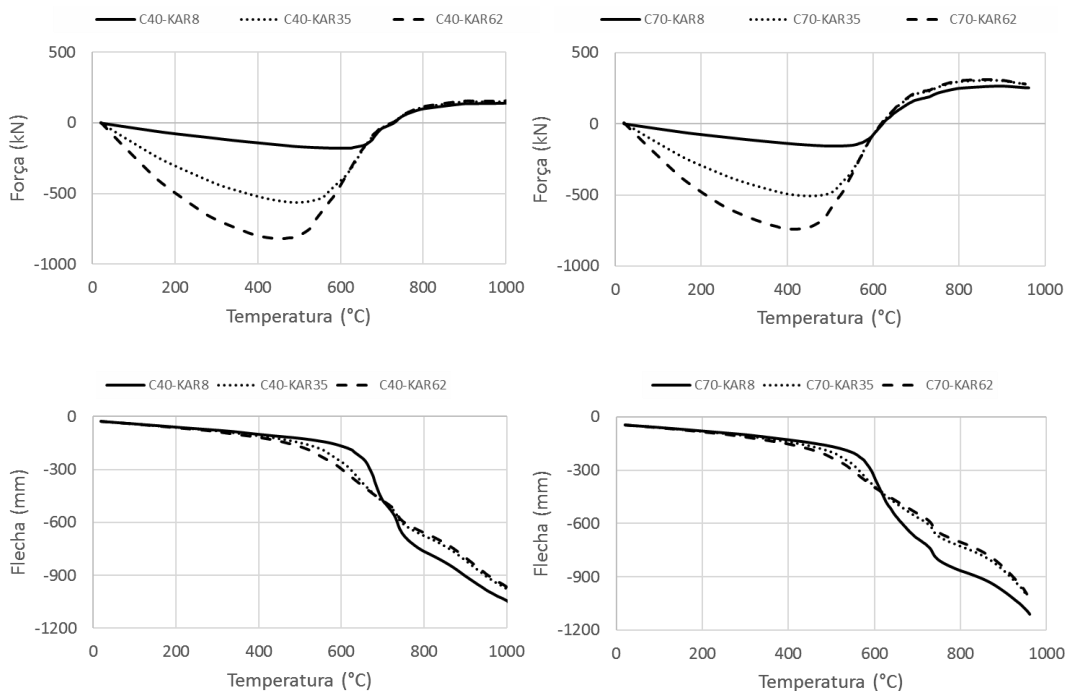
Fonte: Autora

Figura AB.17 - Resultados de vigas com perfil W360, comprimento igual a 9 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



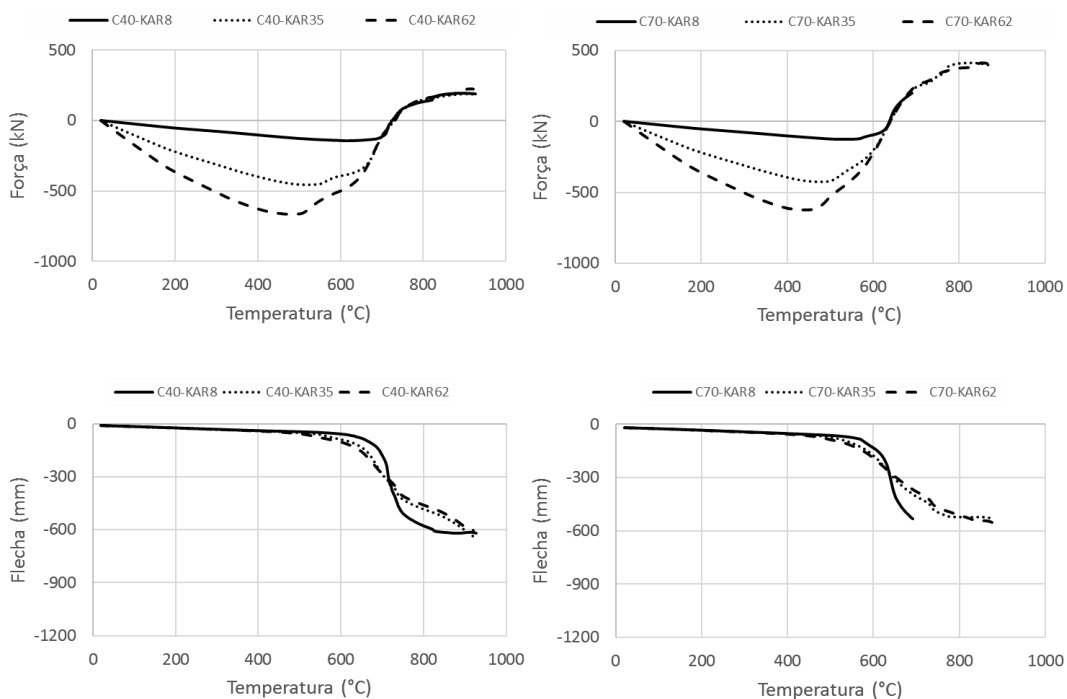
Fonte: Autora

Figura AB.18 - Resultados de vigas com perfil W360, comprimento igual a 11 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



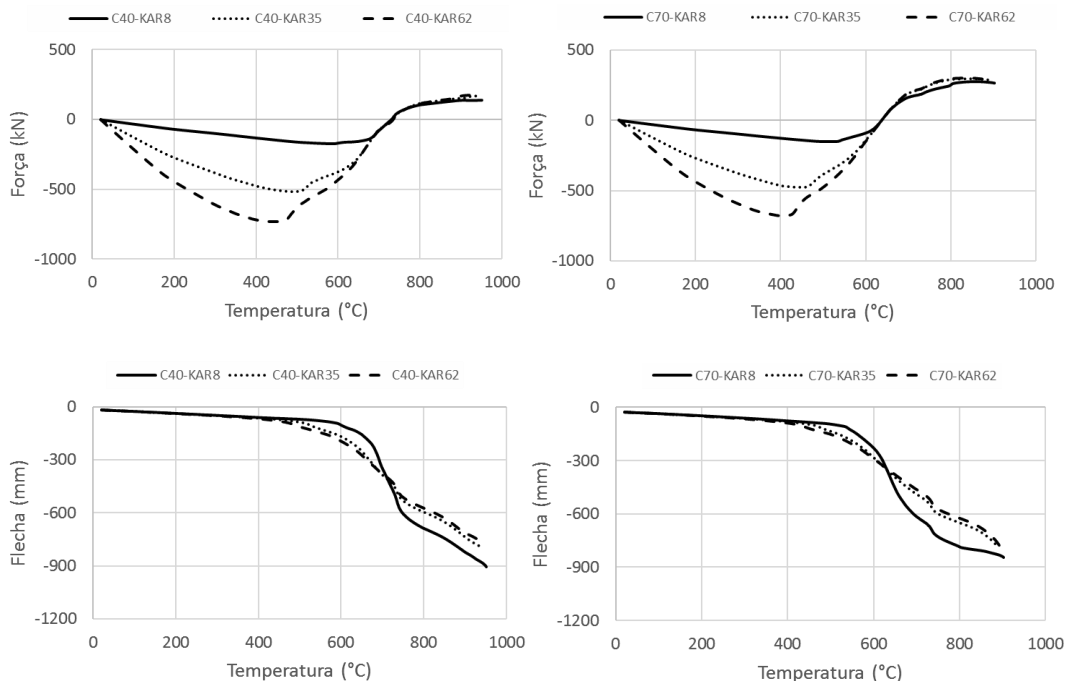
Fonte: Autora

Figura AB.19 - Resultados de vigas com perfil W410, comprimento igual a 7 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



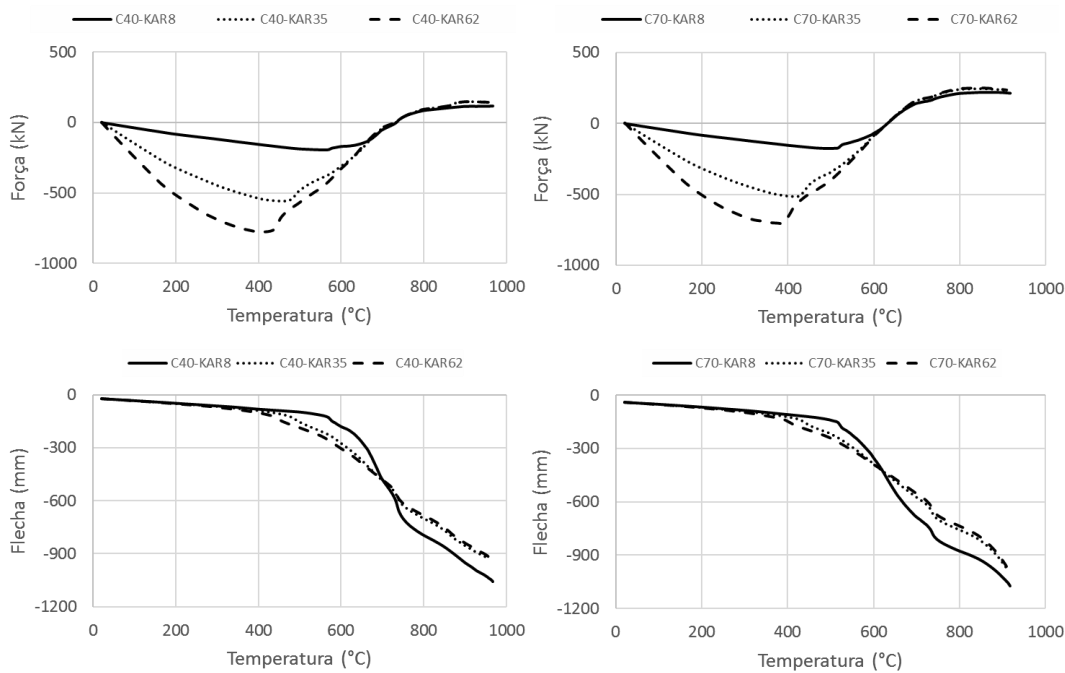
Fonte: Autora

Figura AB.20 - Resultados de vigas com perfil W410, comprimento igual a 9 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



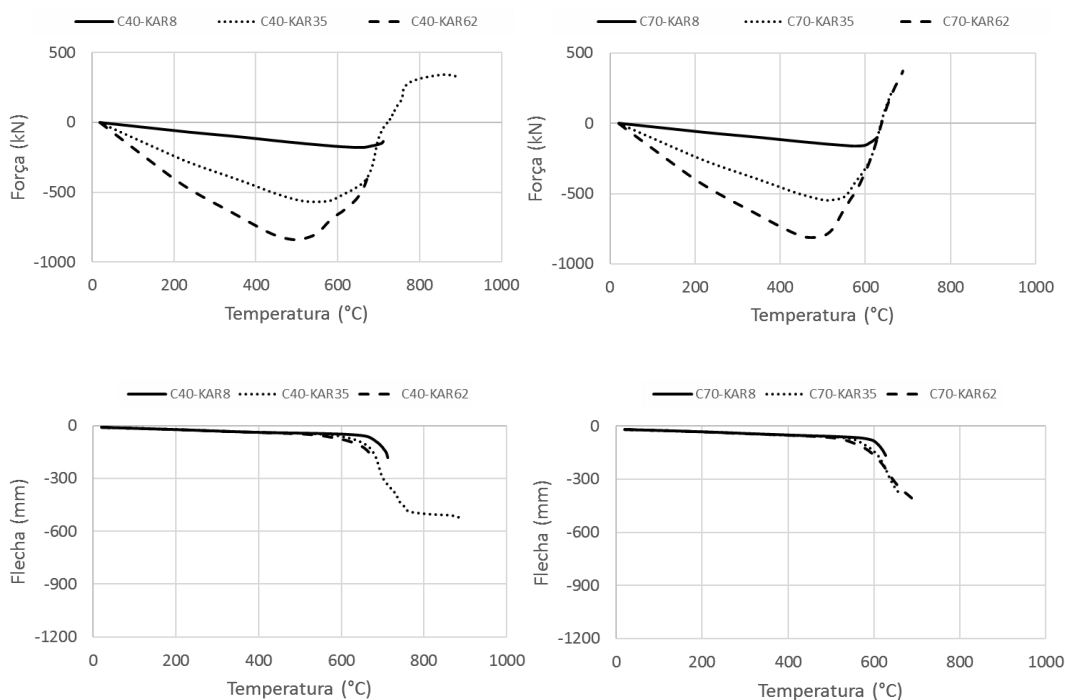
Fonte: Autora

Figura AB.21 - Resultados de vigas com perfil W410, comprimento igual a 11 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



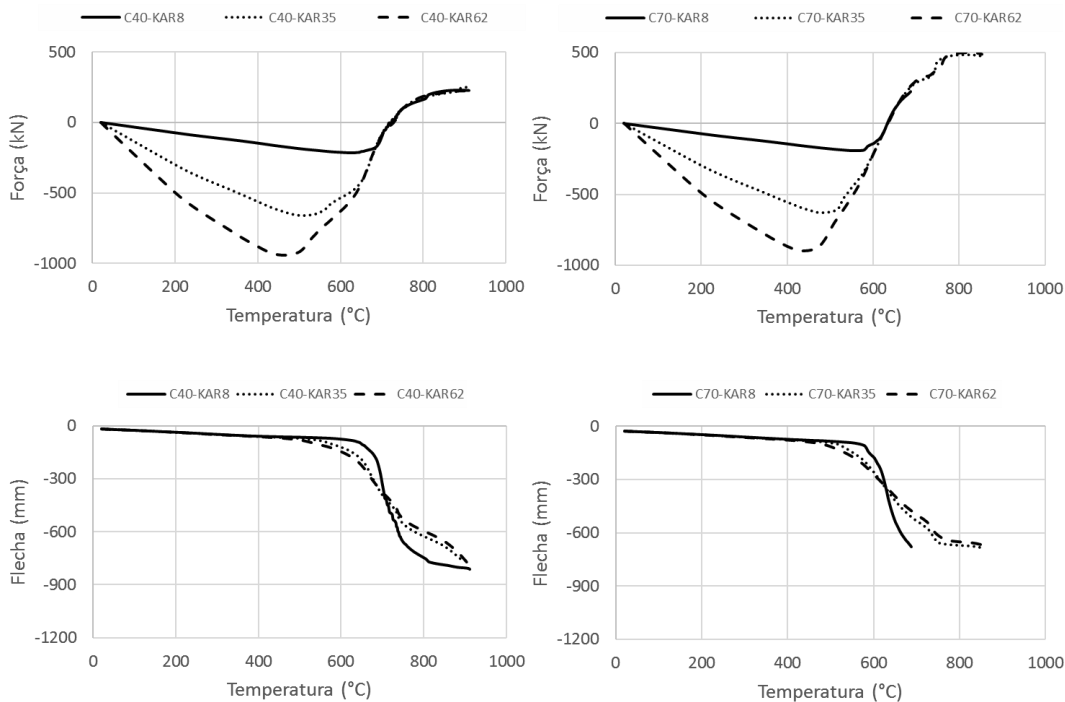
Fonte: Autora

Figura AB.22 - Resultados de vigas com perfil W530, comprimento igual a 7 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



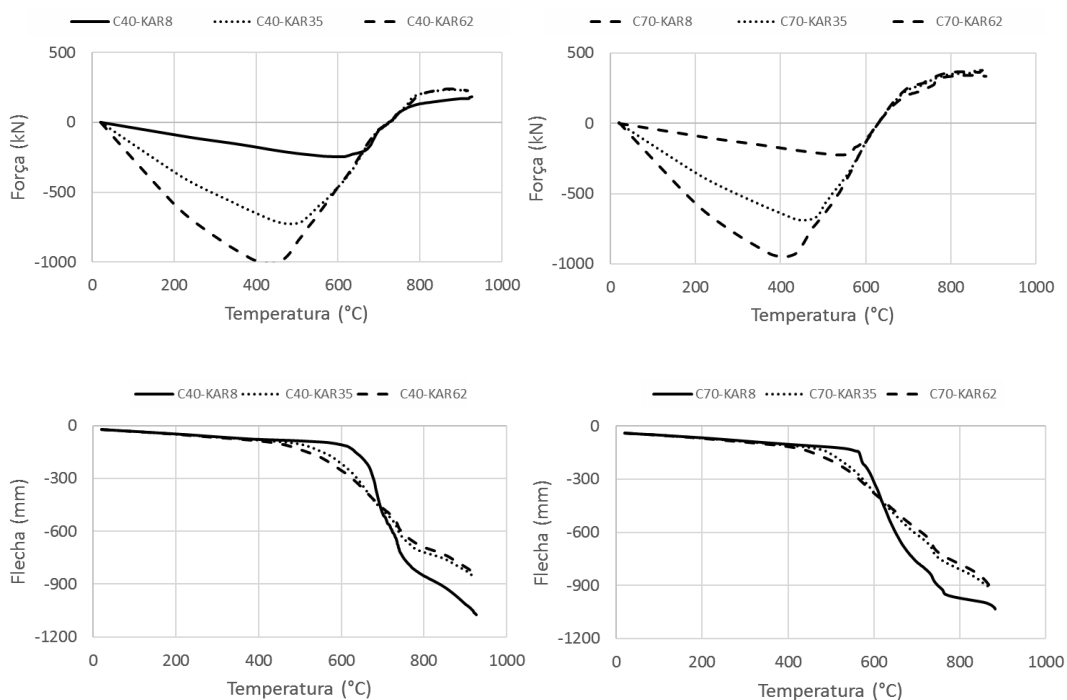
Fonte: Autora

Figura AB.23 - Resultados de vigas com perfil W530, comprimento igual a 9 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



Fonte: Autora

Figura AB.24 - Resultados de vigas com perfil W530, comprimento igual a 11 m, restrição rotacional igual a 14000 kN.m/rad e diferentes níveis de carregamento e restrição axial



Fonte: Autora