

MARINA TEIXEIRA VALENTE

**ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS  
CASTELADAS DE AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO COM ÊNFASE NOS  
MODOS DE FALHA POR PLASTIFICAÇÃO**

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

VIÇOSA  
MINAS GERAIS - BRASIL  
2018

**Ficha catalográfica preparada pela Biblioteca Central da Universidade  
Federal de Viçosa - Câmpus Viçosa**

T

V154a  
2018 Valente, Marina Teixeira, 1990-  
Análise numérica do comportamento estrutural de vigas  
casteladas de aço em situação de incêndio com ênfase nos modos  
de falha por plastificação : . / Marina Teixeira Valente. –  
Viçosa, MG, 2018.  
xii, 117 f. : il. (algumas color.) ; 29 cm.

Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo.  
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Viçosa.  
Referências bibliográficas: f. 110-117.

1. Engenharia de estruturas. 2. Vigas. 3. Aço - Estruturas.  
4. Incêndios. 5. Análise numérica. 6. Cisalhamento.  
7. Flambagem (Mecânica). I. Universidade Federal de Viçosa.  
Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação  
em Engenharia Civil. II. Título.

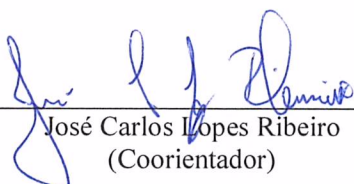
CDD 22. ed. 624.17723

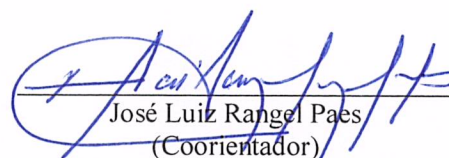
MARINA TEIXEIRA VALENTE

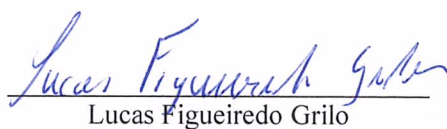
**ANÁLISE NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS  
CASTELADAS DE AÇO EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO COM ÊNFASE NOS  
MODOS DE FALHA POR PLASTIFICAÇÃO**

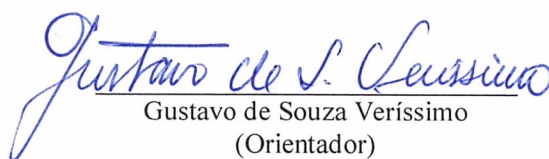
Dissertação apresentada à Universidade Federal de Viçosa, como parte das exigências do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, para obtenção do título de *Magister Scientiae*.

APROVADA: 18 de dezembro de 2018.

  
José Carlos Lopes Ribeiro  
(Coorientador)

  
José Luiz Rangel Paes  
(Coorientador)

  
Lucas Figueiredo Grilo

  
Gustavo de Souza Veríssimo  
(Orientador)

Aos meus pais,  
Dante e Maria de Fátima,  
pelo apoio e amor incondicional.

“Caiu a chuva, vieram as enchentes, os ventos  
deram contra a casa, mas a casa não caiu, porque  
estava construída sobre a rocha. ”

Mateus 7:25

## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, por dirigir os meus passos.

Ao Prof. Gustavo de Souza Veríssimo, pelo saber compartilhado, pela orientação, pela amizade, pelo apoio expressivo e pela disponibilidade. Muito obrigada pela imensurável contribuição e aprendizado.

Ao Prof. José Carlos Lopes Ribeiro, pelas discussões, pelo conhecimento transmitido, pela amizade e pela participação efetiva no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. José Luiz Rangel Paes, pela amizade adquirida desde a graduação, pelos ensinamentos compartilhados por todos esses anos, pelos conselhos e pelo incentivo.

Aos meus pais, Dante Teixeira Valente e Maria de Fátima Teixeira Valente, que, mesmo diante das dificuldades, sempre priorizaram os estudos de seus filhos. Sem a dedicação e o amor de vocês essa caminhada não seria possível.

Ao meu irmão Dante Teixeira Valente Jr., meu exemplo de profissional dedicado. Muito obrigada pelo apoio e carinho.

Ao meu marido Marcus Paulo Sotero, que foi uma das pessoas que mais me incentivou a ingressar no mestrado, e que me deu forças, sempre, para continuar.

Ao meu querido avô e Ex-combatente FEB, Domingos Teixeira Valente (*in memoriam*), por quem tenho tanto apreço. Às minhas avós pelos ensinamentos e pelo carinho incondicional. À toda minha família, tios(as), primos(as), que são meus exemplos de fraternidade e solidariedade. Amo muito todos vocês.

Às grandes pessoas que conheci no Mestrado, Priscilla Camargo, Ricardo Laguardia, Mateus Petruski, Guilherme Palla, Márcia Lopes, Vitor Minhaneli, Alba Cintra e Rayane Neves, pela grande amizade e pelo auxílio. Agradeço em especial à Larice Gomes Justino pela intensa troca de conhecimentos e por disponibilizar seus resultados referentes à modelagem numérica, sendo essencial para o desenvolvimento deste trabalho.

Aos amigos da Família CIV08 e aos amigos de Paula Cândido, pela força e pelo companheirismo.

À Universidade Federal de Viçosa e ao Departamento de Engenharia Civil, pela oportunidade e suporte. À CAPES pela concessão da bolsa de mestrado.

## SUMÁRIO

<b>LISTA DE SÍMBOLOS.....</b>	<b>viii</b>
<b>LISTA DE ABREVIATURAS .....</b>	<b>x</b>
<b>RESUMO .....</b>	<b>xi</b>
<b>ABSTRACT .....</b>	<b>xii</b>
<b>1 Introdução.....</b>	<b>1</b>
1.1 Generalidades .....	1
1.2 Objetivos .....	3
1.3 Justificativa .....	3
1.4 Metodologia .....	5
1.5 Estrutura do documento .....	5
<b>2 Revisão de literatura .....</b>	<b>7</b>
2.1 Generalidades sobre vigas alveolares.....	7
2.1.1 Padrões geométricos das vigas alveolares.....	8
2.2 Modos de falha.....	10
2.2.1 Formação de Mecanismo Plástico (FMP).....	11
2.2.2 Ruptura na região da solda do montante de alma (RSM) .....	12
2.2.3 Flambagem Lateral com Torção devido ao momento fletor (FLT).....	12
2.2.4 Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento (FMAV) .....	13
2.2.5 Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC) .....	15
2.3 Características dos incêndios .....	16
2.3.1 Curvas de incêndio .....	16
2.3.2 Tempo requerido de resistência ao fogo .....	18
2.3.3 Comportamento do aço em temperatura elevada.....	18
2.3.4 Propriedades mecânicas .....	19
2.3.5 Propriedades térmicas .....	22
2.4 Estudos relevantes sobre o comportamento de vigas alveolares em temperatura ambiente .....	24
2.5 Estudos relevantes sobre o comportamento de vigas alveolares em temperatura elevada.....	30
2.6 Análises numéricas via MEF de elementos estruturais de aço em situação de incêndio .....	33
2.7 Modelos para verificação dos modos de falha por plastificação.....	35

2.7.1	Generalidades .....	36
2.7.2	Capacidade resistente no ELU de formação de mecanismo plástico .....	36
2.7.3	Capacidade resistente no ELU de escoamento do montante de alma por cisalhamento .....	43
<b>3</b>	<b>Análise numérica.....</b>	<b>51</b>
3.1	Generalidades .....	51
3.2	Modelo numérico .....	51
3.2.1	Características do modelo numérico .....	51
3.2.2	Estratégia de análise .....	53
3.2.3	Imperfeições geométricas iniciais .....	54
3.2.4	Propriedades do material .....	54
3.2.5	Tensões residuais .....	55
3.2.6	Tipo de elemento e refinamento da malha .....	56
3.2.7	Validação do modelo numérico em temperatura ambiente.....	58
3.2.8	Validação da hipótese de isoterma dos perfis de aço .....	63
3.3	Vigas analisadas .....	65
3.4	Resultados numéricos em temperatura ambiente.....	69
3.4.1	Vigas com relação vão/altura igual a 20 .....	69
3.4.2	Vigas com vão de 3 metros .....	73
3.5	Resultados numéricos em temperatura elevada .....	77
3.5.1	Vigas com relação vão/altura igual a 20 .....	77
3.5.2	Vigas com vão de 3 metros .....	80
<b>4</b>	<b>Proposição de modelos de predição da resistência.....</b>	<b>85</b>
4.1	Formação de mecanismo plástico (FMP).....	85
4.1.1	Resultados numéricos considerados.....	85
4.1.2	Capacidade resistente à FMP .....	86
4.1.3	Comparação entre os resultados analíticos e numéricos .....	86
4.2	Determinação da resistência do montante de alma ao cisalhamento .....	88
4.2.1	Resultados considerados .....	89
4.2.2	Modelo proposto para determinação da capacidade resistente à FMAV de vigas casteladas .....	90
4.2.3	Modelo proposto comparado com a formulação existente para FMAV em situação de incêndio .....	98

4.2.4 Modelo proposto para FMAV comparado com os resultados numéricos deste trabalho .....	103
<b>5 Considerações finais.....</b>	<b>106</b>
5.1 Conclusões .....	106
5.2 Sugestões para trabalhos futuros.....	108
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>110</b>

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A_t$	Área da seção transversal do tê acima ou abaixo do alvéolo
$A_g$	Área bruta da seção transversal do perfil de alma cheia
$A_V$	Área da seção resistente ao cisalhamento
$D_0$	Diâmetro do alvéolo circular
$I_t$	Momento de inércia de um tê em relação ao seu eixo baricêntrico
$L$	Comprimento do perfil entre pontos de apoio
$l$	Comprimento de flambagem
$c_a$	Calor específico do aço
$E$	Módulo de elasticidade longitudinal do aço à temperatura ambiente (20°C)
$E_\theta$	Módulo de elasticidade do aço a uma temperatura $\theta_a$
$f_y$	Limite de escoamento do aço à temperatura ambiente (20°C)
$f_{y,\theta}$	Limite de escoamento do aço a uma temperatura $\theta_a$
$M$	Momento fletor
$M_{plo}$	Momento de plastificação da viga alveolar na seção do alvéolo
$M_{plo,\theta}$	Momento de plastificação da viga alveolar da seção a uma temperatura $\theta_a$
$M_{Rd}$	Momento fletor resistente de cálculo
$M_{Sd}$	Momento fletor solicitante de cálculo
$M_V$	Momento secundário causado pela ação da força cortante
$V$	Força cortante
$V_v$	Força cortante vertical
$V_h$	Força cortante horizontal
$V_{cr}$	Força cortante crítica de flambagem do montante de alma
$V'$	Força cortante resistente obtida por meio do modelo numérico
$V_p$	Força cortante de plastificação obtida por meio do modelo numérico
$V_{h,p}$	Força cortante horizontal de plastificação
$V_{v,p}$	Força cortante vertical de plastificação
$V_{h,R}$	Força cortante horizontal resistente
$V_{v,R}$	Força cortante vertical resistente
$V_{Rd}$	Força cortante resistente de cálculo
$V_{Sd}$	Força cortante solicitante de cálculo
$Z_{xo}$	Módulo resistente plástico da seção vazada

$a_0$	Maior largura do alvéolo
$b_f$	Largura da mesa do perfil original
$b_w$	Menor largura do montante de alma
$b_p$	Largura do montante de alma na distância $y_p$
$d$	Altura total do perfil I/H original
$d_g$	Altura total da seção do perfil alveolar
$h$	Altura da alma do perfil (entre as mesas: $d - 2t_f$ )
$h_0$	Altura do alvéolo
$h_t$	Altura do tê (ou cordão)
$k$	Razão de expansão (relação $d_g/d$ )
$p$	Passo = distância entre centros de alvéolos adjacentes
$t_f$	Espessura da mesa do perfil
$t_w$	Espessura da alma do perfil
$y_0$	Distância do centro de gravidade do cordão ao eixo da viga
$y_b$	Distância do centro de gravidade do cordão à face externa da mesa superior
$y_a$	Distância do centro de gravidade do cordão à borda superior do alvéolo
$y_p$	Distância do ponto de formação da rótula plástica à linha média do montante
$\beta$	Fator de ajuste para o cálculo de $V_{h,p}$
$\gamma_{a1}$	Coefficiente de ponderação da resistência do aço na norma brasileira
$\theta$	Ângulo do lado inclinado do alvéolo
$\theta_a$	Temperatura do aço
$\lambda$	Índice de esbeltez
$\lambda_0$	Índice de esbeltez reduzido
$\lambda_a$	Condutividade térmica do aço
$\sigma$	Componente de tensão normal
$\sigma_M$	Tensão normal produzida pelo momento fletor
$\sigma_V$	Tensão normal produzida pelo momento $M_V$
$\tau$	Componente de tensão de cisalhamento
$\chi$	Fator de redução associado à resistência à compressão

## LISTA DE ABREVIATURAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ELU	Estado Limite Último
EMAC	Escoamento do Montante de Alma por Cisalhamento
EMAF	Escoamento do Montante de Alma por Flexão
FMAV	Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento
FMAC	Flambagem do Montante de Alma por Compressão
FMP	Formação de Mecanismo Plástico
FLT	Flambagem Lateral com Torção
RSM	Ruptura na Solda do Montante de Alma
MEF	Método dos Elementos Finitos
TRRF	Tempo Requerido de Resistência ao Fogo

## RESUMO

VALENTE, Marina Teixeira, M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, dezembro de 2018. **Análise numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em situação de incêndio com ênfase nos modos de falha por plastificação.** Orientador: Gustavo de Souza Veríssimo. Coorientadores: José Carlos Lopes Ribeiro e José Luiz Rangel Paes.

Em virtude dos incêndios de grandes proporções ocorridos no Brasil, que resultaram em graves perdas nos últimos anos, diversos estudos vêm sendo desenvolvidos visando a elaboração de critérios para dimensionamento de estruturas em situação de incêndio. Neste contexto, o presente trabalho tem como objetivo avaliar o comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em situação de incêndio com ênfase nos modos de falha por plastificação, por meio de simulação numérica. Foram desenvolvidos e validados modelos capazes de simular o comportamento das vigas alveolares de aço em temperatura ambiente. Com base nestes modelos numéricos, foram realizadas análises em condições isotérmicas de temperatura a 400 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C, simulando o aquecimento dos perfis por meio da degeneração das propriedades dos materiais. Os resultados obtidos possibilitaram analisar o comportamento das vigas em situação de incêndio e em temperatura ambiente, bem como propor modelos de predição da resistência para os modos de falha relacionados à plastificação, que podem ser utilizados para verificação tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio. O modelo proposto para predição da resistência à flambagem do montante de alma de vigas casteladas, que contempla a falha por escoamento do montante, apresentou resultados compatíveis com os obtidos numericamente, para todas as temperaturas analisadas, e melhores que outros modelos pré-existentes. O estudo representa um avanço para análise e projeto de vigas alveolares de aço em situação de incêndio.

## ABSTRACT

VALENTE, Marina Teixeira, M.Sc., Universidade Federal de Viçosa, December, 2018. **Numerical analysis of steel castellated beams in fire conditions with emphasis on failure modes by plastification.** Adviser: Gustavo de Souza Verissimo. Co-advisers: José Carlos Lopes Ribeiro and José Luiz Rangel Paes.

Due to the large fires that occurred in Brazil, which have resulted in serious losses in recent years, several studies have been developed aiming at the elaboration of criteria for designing structures in fire situations. In this context, the aim of this study was to evaluate the structural behavior of steel beams in fire with emphasis on failure modes by plastification, by numerical models. Models capable of simulating the behavior of alveolar steel beams at environment temperature were developed and validated. Based on numerical models, analyzes were performed under isothermal temperature conditions at 400 °C, 500 °C, 600 °C and 700 °C, simulating the heating of the profiles by means of the degeneration of the properties of the materials. The results allowed to analyze the behavior of beams in fire and in environment temperature, as well as to propose models for predicting the resistance of failure modes related to plastification, which can be used for checking both at room temperature and in a fire situation. The proposed model to predict the resistance to the web-post buckling of castellated beams presented results compatible with those obtained numerically, for all temperatures analyzed, and better than other pre-existing models. The study represents an advance for the analysis and design of alveolar steel beams in fire situation.

# 1

## Introdução

---

### 1.1 Generalidades

Desde o início da produção de perfis laminados no Brasil pela siderúrgica Açominas (atualmente Gerdau), em 2002, tem se observado um interesse crescente pelos perfis alveolares no segmento da construção em aço no Brasil, principalmente em função das vantagens técnicas e estéticas que esses elementos oferecem (Figura 1).

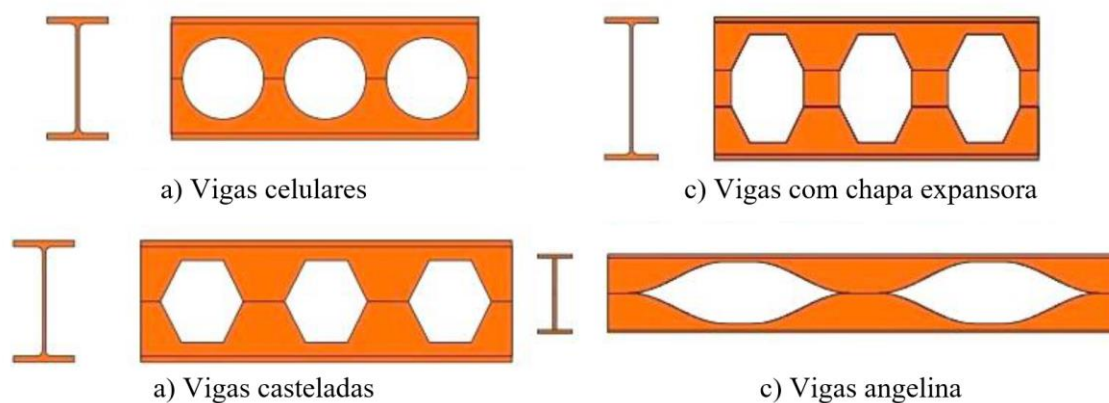
Figura 1 - Centro de eventos no edifício WTC em São Paulo  
(fonte: <https://wcitysaopaulo.com/br/events/> acesso em 12/2018).



Os primeiros perfis alveolares foram desenvolvidos com aberturas hexagonais, com o objetivo de se obter vigas com maior inércia que os perfis laminados disponíveis na época. Originalmente essas vigas foram chamadas vigas casteladas, e foram muito utilizadas em meados do século XX, tendo caído em desuso, posteriormente, devido ao aumento dos custos de fabricação. Atualmente, avanços nos processos de automação tornaram essa solução novamente competitiva, proporcionando, além de uma maior velocidade de

fabricação, a possibilidade de criação de novos formatos de aberturas, dando origem a novos padrões geométricos, como as vigas celulares que possuem aberturas circulares (Figura 2).

Figura 2 – Diferentes padrões geométricos de perfis alveolares. (adaptado de MARTINHO, 2014)



O acréscimo de altura, decorrente do processo de expansão da alma dos perfis originais, confere à viga alveolar maior inércia com pequena variação no peso de aço, o que resulta em maior resistência à flexão e maior rigidez aos deslocamentos verticais.

Devido à demanda de fabricantes e projetistas brasileiros de estruturas metálicas por material técnico para dimensionamento e projeto de fabricação de vigas alveolares, um grupo de pesquisadores mineiros iniciou, em 2008, uma série de estudos sobre o comportamento estrutural dessas vigas (BEZERRA, 2011; SILVEIRA, 2011; ABREU, 2011; VIEIRA, 2011; OLIVEIRA, 2012; VERÍSSIMO *et al.*, 2012; FERRARI, 2013; VIEIRA, 2014; GONÇALVES, 2015; VIEIRA, W. B., 2015; VIEIRA, D. Z., 2015; TEIXEIRA, 2017; NEVES, 2018; JUSTINO, 2018; SAKIYAMA, 2018; GRILO, 2018).

Em virtude de grandes incêndios ocorridos no Brasil, nos últimos anos, que resultaram em grandes perdas, diversos estudos vêm sendo desenvolvidos no país visando a elaboração de critérios para análise e projeto de estruturas em situação de incêndio. Seguindo esta tendência, este projeto visa o estudo do comportamento estrutural das vigas alveolares em temperatura elevada.

Alguns trabalhos relacionados ao comportamento das vigas alveolares submetidas a elevadas temperaturas foram produzidos recentemente na Europa e na China (BIHINA *et al.*, 2013; ELLOBODY *et al.*, 2015; MESQUITA *et al.*, 2015; NADJAI *et al.*, 2016; NADJAI *et al.*, 2017; NAJAFI *et al.*, 2017; WANG *et al.*, 2018).

No Brasil, apenas um trabalho foi desenvolvido, até ao presente momento, em relação ao desempenho de vigas alveolares em situação de incêndio. Entretanto neste trabalho investiga-se apenas o modo de colapso por flambagem do montante de alma por cisalhamento (JUSTINO, 2018).

Neste contexto, o presente trabalho tem como foco avaliar o comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em situação de incêndio com ênfase nos modos de falha por plastificação, por meio de simulação numérica. Assim, pretende-se contribuir com os estudos sobre o comportamento de vigas alveolares em temperatura elevada para o segmento da construção em aço do Brasil.

## **1.2 Objetivos**

O objetivo principal deste trabalho é avaliar o comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em situação de incêndio enfocando os modos de falha que envolvem plastificação.

Para alcançar este objetivo principal são definidos os seguintes objetivos específicos:

- obter resultados numéricos relativos à capacidade última de vigas casteladas em situação de incêndio, com ênfase nos modos de falha por plastificação;
- avaliar os modelos analíticos existentes para predição da capacidade última em temperatura ambiente para os modos de falha por plastificação;
- obter modelos analíticos para predição da capacidade última em situação de incêndio, de forma semelhante ao tratamento dado à verificação de vigas de alma cheia pela ABNT NBR 14323:2012 (Norma Brasileira para projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto em situação de incêndio).

## **1.3 Justificativa**

Em função da necessidade de minimizar o risco à vida e reduzir a perda patrimonial, consequências potenciais de um incêndio, vários países têm se preocupado, de forma crescente, em estabelecer regras e procedimentos mais avançados para garantir a segurança das edificações em situação de incêndio.

Nos últimos anos no Brasil, houve um aumento significativo do interesse pela análise e pelo projeto de estruturas em situação de incêndio. Desta forma, a partir de pesquisas realizadas na área da engenharia de segurança contra incêndio e de proposições publicadas em códigos internacionais, como os Eurocódigos, foram desenvolvidas no Brasil as normas de verificação de estruturas em situação de incêndio: ABNT NBR 15200:2012 (Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio) e ABNT NBR 14323:2012 (Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio). Foi acrescentada também, na Norma de Desempenho (ABNT NBR 15575:2013), a exigência da verificação da estrutura em situação de incêndio, visando minimizar os riscos de colapso.

Ao longo do tempo, foram realizados diversos estudos sobre o comportamento mecânico de perfis alveolares à temperatura ambiente, vários deles em meados do século passado, que forneceram procedimentos para cálculo e projeto desses elementos estruturais. Atualmente, porém, os perfis são fabricados com aços de resistência superior à dos aços produzidos nas décadas passadas, e alguns dos novos perfis laminados produzidos no Brasil possuem chapas com esbeltezes maiores do que as encontradas nos estudos experimentais mais antigos.

Em função do surgimento de novos perfis e novos aços e tendo em vista os avanços nas técnicas de fabricação e de análise numérica, diversos estudos sobre o comportamento estrutural de perfis alveolares vêm sendo desenvolvidos no Brasil, visando um melhor entendimento do seu comportamento sob novas condições. Entretanto, poucos estudos foram desenvolvidos para a avaliação do desempenho, em situação de incêndio, de vigas alveolares produzidas nas indústrias nacionais.

Tendo em vista que a atual norma brasileira de desempenho das edificações exige a verificação das estruturas em situação de incêndio, este projeto visa atender a esta demanda no tocante ao caso específico dos perfis alveolares, apresentando um estudo abrangente do seu comportamento estrutural em temperatura elevada e propondo modelos de cálculo que podem ser utilizados para verificação tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

## **1.4 Metodologia**

Inicialmente foi realizada uma ampla revisão de literatura sobre análise numérica do comportamento mecânico de perfis alveolares de aço, com ênfase nos modos de falha por plastificação. Na sequência, foram desenvolvidos modelos numéricos para simular o comportamento mecânico das vigas alveolares em temperatura ambiente. Realizou-se um estudo das características do modelo a ser desenvolvido, que exercem influências no comportamento das vigas alveolares de aço, com ênfase nos modos de falha por plastificação. Durante esta etapa foram ajustados os parâmetros do modelo até que o mesmo foi validado a partir dos resultados experimentais disponíveis na literatura.

Uma vez validado o modelo para temperatura ambiente, foi realizada a análise numérica em condições isotérmicas de temperaturas a 400°C, 500°C, 600°C e 700°C, conforme metodologia adotada e validada por Camargo (2010), apresentada no item 2.6, e também aplicada por Justino (2018). Com base nos resultados da simulação numérica foram realizadas avaliações dos modos de falha e da capacidade resistente última à flexão de perfis castelados para as temperaturas pré-fixadas. Toda a análise numérica apresentada neste trabalho foi realizada com o software ABAQUS, versão 6.12.

Por fim, a partir dos resultados numéricos, foram elaborados modelos analíticos para predição da capacidade resistente de vigas alveolares em temperatura ambiente e em situação de incêndio, para os modos de falha envolvendo plastificação. Os modelos desenvolvidos são baseados na metodologia existente para a obtenção da capacidade resistente em temperatura ambiente, expandindo-se as expressões de forma a incorporar a degradação da rigidez e da resistência do material com o aumento da temperatura, com base nos procedimentos adotados pela ABNT NBR 14323:2012.

## **1.5 Estrutura do documento**

No Capítulo 2 apresenta-se uma revisão bibliográfica sobre as vigas alveolares abordando suas principais características, tipos de padrões geométricos e modos de falha. Nesse capítulo são descritas também algumas características dos incêndios, bem como o comportamento do aço em temperatura elevada, além de um resumo dos principais estudos realizados sobre vigas alveolares em temperatura ambiente e em situação de incêndio. Por fim, aborda-se a metodologia para verificação dos modos de falha por plastificação, em temperatura ambiente, com base em procedimentos de dimensionamento propostos na literatura.

No Capítulo 3 são apresentadas as estratégias utilizadas para o desenvolvimento do modelo numérico e a validação do mesmo de acordo com dados experimentais. Outro ponto deste capítulo é a validação da hipótese de isoterma dos perfis de aço, utilizada para as análises em temperatura elevada. Nesse capítulo também são apresentados os resultados e discussões das análises numéricas em temperatura ambiente e em temperatura elevada, bem como a comparação destes com os valores estimados pelos modelos analíticos abordados no Capítulo 2.

No Capítulo 4 são sugeridos modelos de predição da resistência de vigas casteladas, tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio, para os modos de falha envolvendo a plastificação.

E por fim, no Capítulo 5, são apresentadas as principais conclusões do estudo realizado e algumas sugestões para estudos futuros.

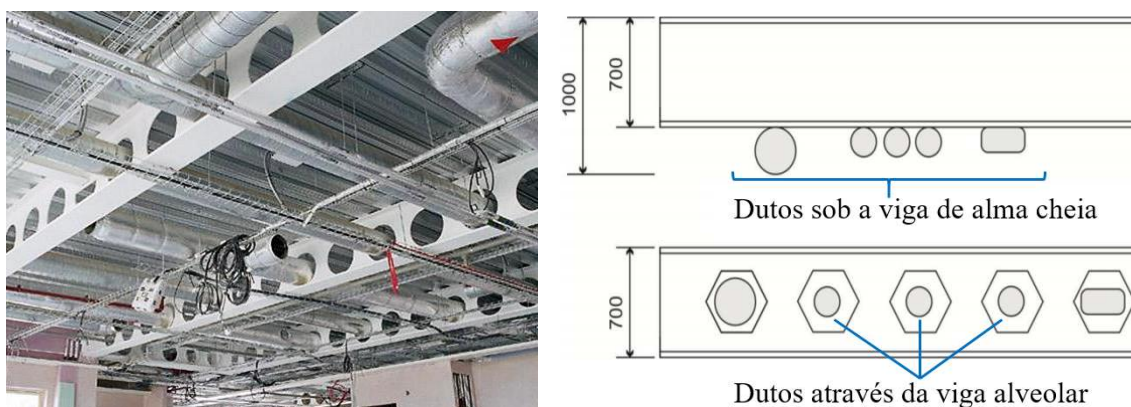
# 2

## Revisão de literatura

### 2.1 Generalidades sobre vigas alveolares

Uma das maiores preocupações dos engenheiros de construção é racionalizar a utilização de material em elementos estruturais. Uma das soluções encontradas para atingir esse objetivo tem sido dividir e expandir perfis de aço, dando origem aos chamados perfis alveolares ou vigas alveolares. As vigas alveolares, além de apresentarem maior rigidez que o perfil original, também possibilitam a passagem de tubos e dutos através das aberturas na alma. Com isso, possibilitam a redução da altura do pavimento, o que representa uma vantagem especialmente importante em edifícios altos (Figura 3).

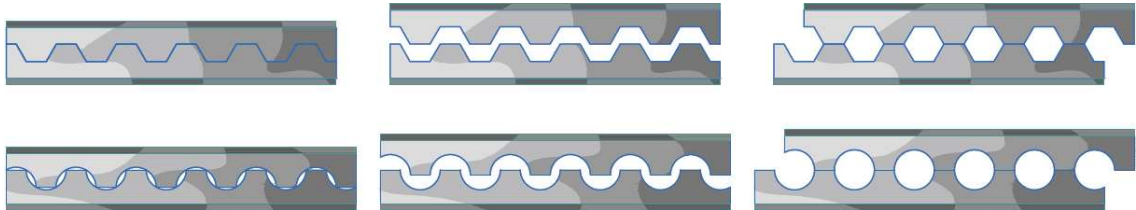
Figura 3 - Passagem de dutos nas aberturas de vigas alveolares. (Oliveira, 2011)



As vigas alveolares podem ser fabricadas em diferentes tipologias, ou seja, com diferentes tipos de alvéolos. As tipologias mais usuais são as vigas casteladas, que têm aberturas hexagonais, e as vigas celulares, que possuem alvéolos em formato circular. Na Figura 4 apresentam-se os padrões para a execução de corte e soldagem das vigas casteladas e

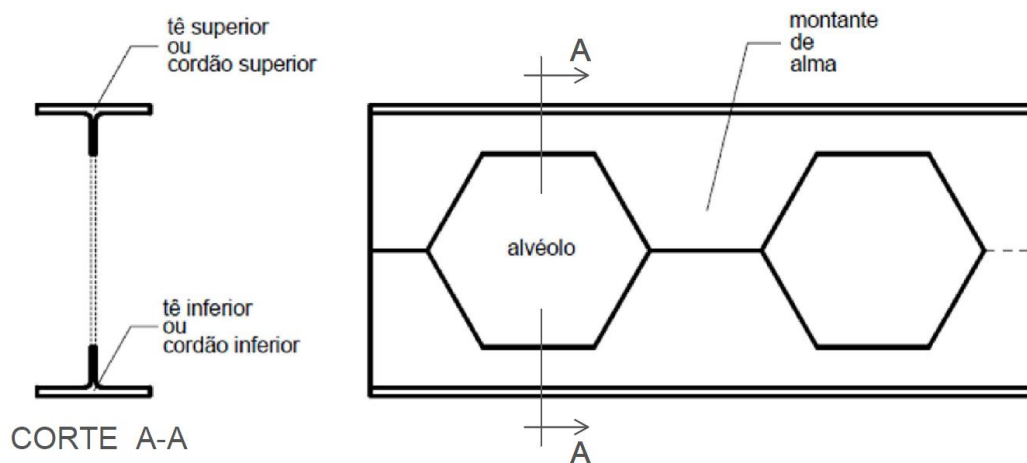
celulares. Observa-se que as vigas celulares necessitam de duas linhas de corte, aumentando o custo e o tempo de produção. No entanto, elas apresentam maior flexibilidade de geometria se comparadas às vigas casteladas, pelo fato do diâmetro e o espaçamento dos alvéolos não serem interdependentes.

Figura 4 - Processo padrão de fabricação de vigas casteladas e celulares. (TEIXEIRA, 2017)



Independentemente do formato das aberturas, as vigas alveolares apresentam determinados elementos comuns, conforme representado na Figura 5.

Figura 5 - Nomenclatura de elementos das vigas alveolares (adaptado de VERISSIMO *et al.*, 2010).



### 2.1.1 Padrões geométricos das vigas alveolares

Na produção de vigas casteladas, alguns padrões de corte foram estabelecidos. Os traçados mais usuais para vigas alveolares com aberturas hexagonais são os padrões Litzka, Peiner e Anglo-saxão, representados na Figura 6, na Figura 7 e na Figura 8, respectivamente.

Figura 6 - Geometria do padrão Litzka (VERISSIMO *et al.*, 2010).

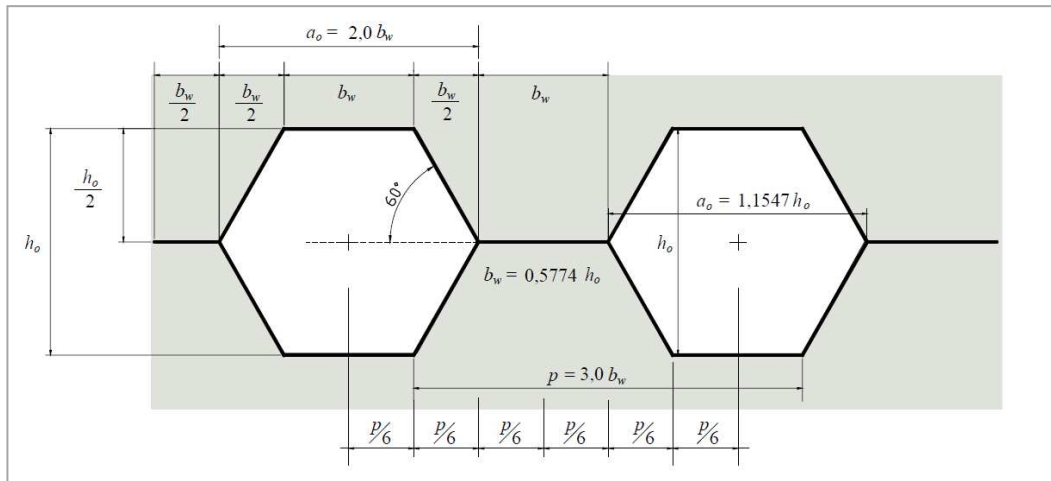


Figura 7 - Geometria do padrão Peiner (VERISSIMO *et al.*, 2010).

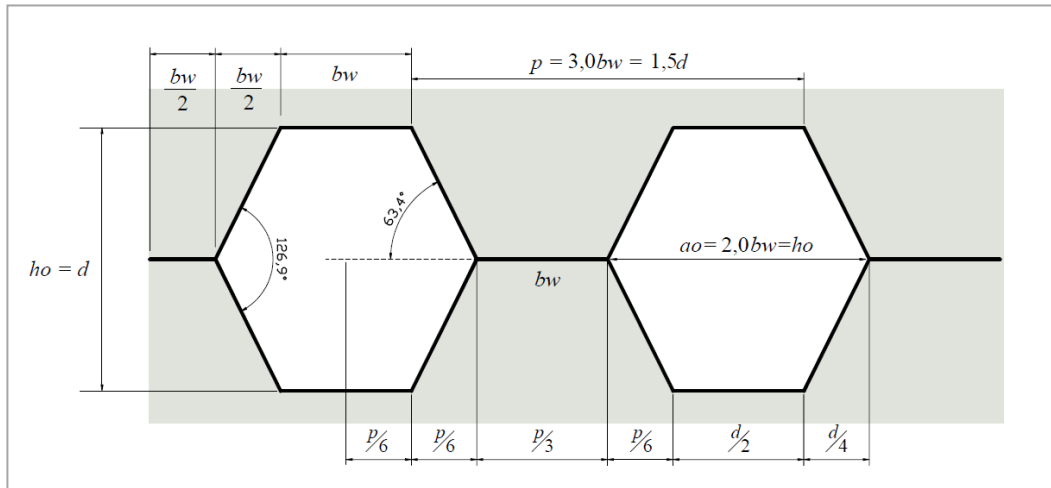
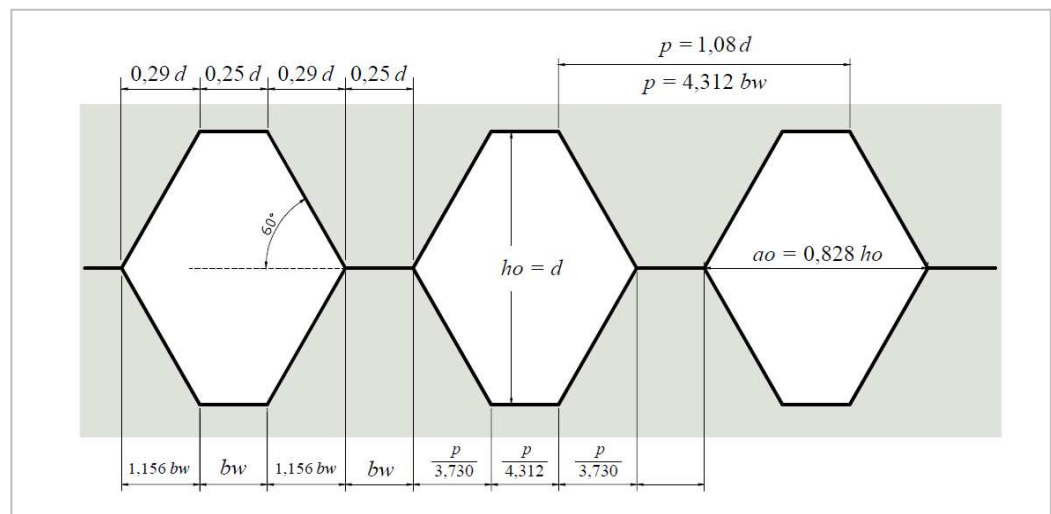


Figura 8 - Geometria do padrão Anglo-saxão (VERISSIMO *et al.*, 2010).

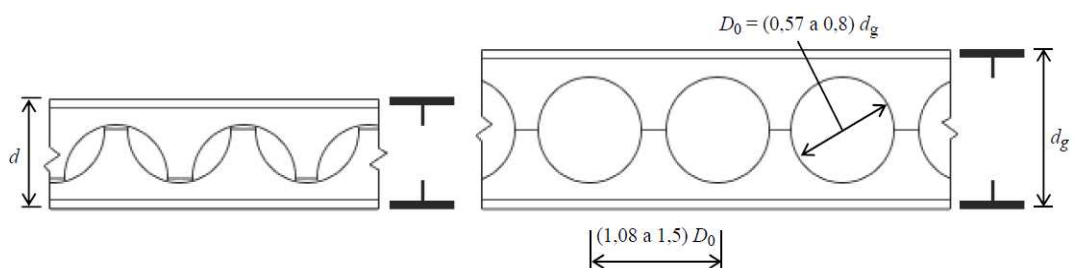


Os padrões Litzka e Peiner são muito parecidos; a diferença fundamental entre eles é que no Litzka o alvéolo é um hexágono regular, com o lado inclinado fazendo um ângulo de  $60^\circ$  com o eixo do perfil, enquanto no Peiner o hexágono possui altura igual à largura ( $a_o = h_o$ ), com o lado inclinado fazendo um ângulo de  $63,4^\circ$  com o eixo do perfil. Uma semelhança importante entre esses dois padrões é que os montantes e os alvéolos têm suas dimensões relacionadas ao passo, que pode ser dividido em seis partes iguais. Essa particularidade possibilita algumas simplificações de tal forma que as equações de resistência para os dois padrões são muito similares. De modo geral, seu desempenho estrutural é semelhante.

No padrão Anglo-Saxão, apesar do ângulo do lado inclinado do alvéolo ser igual a  $60^\circ$ , tal como no padrão Litzka, os alvéolos são mais estreitos, com  $a_o = 0,828 h_o$ . O passo do padrão anglo-saxão foi ajustado de modo que se tenha uma largura do montante de alma reduzida, para reduzir a possibilidade de formação de mecanismo plástico, mas suficiente para evitar a ruptura por cisalhamento da região soldada.

As vigas celulares possuem uma maior flexibilidade na geometria, pois a distância entre os alvéolos não fica atrelada ao seu diâmetro, como ocorre nos perfis com alvéolos hexagonais. Assim, o espaçamento entre alvéolos e o diâmetro das aberturas podem variar independentemente, conforme a faixa indicada na Figura 9.

Figura 9 - Geometria das vigas celulares (VERISSIMO et al., 2010).



## 2.2 Modos de falha

A presença de aberturas nos perfis alveolares faz com que seu comportamento estrutural seja diferenciado em relação aos perfis de alma cheia. Com a expansão da altura do perfil, tem-se um aumento da esbeltez da alma que, associado ao fato de que as bordas dos alvéolos criados ficam livres, pode levar a fenômenos de instabilidade não verificados em vigas de alma cheia.

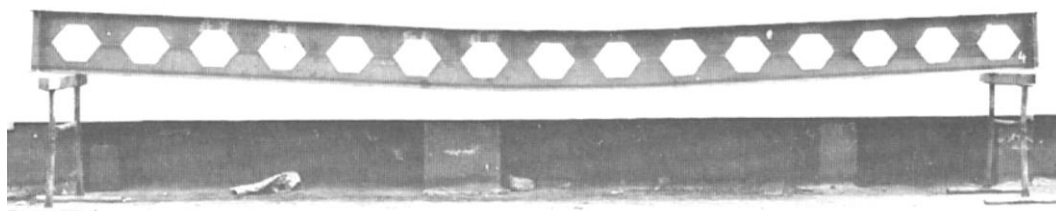
Os modos de falha das vigas alveolares observados experimentalmente são os seguintes:

- formação de mecanismo plástico (FMP);
- flambagem lateral com torção (FLT);
- ruptura na região da solda do montante de alma (RSM);
- flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV);
- flambagem do montante de alma por compressão (FMAC).

### 2.2.1 Formação de Mecanismo Plástico (FMP)

Vigas com vãos longos, geralmente com relação vão/altura ( $L/d_g$ ) superior a 20, costumam apresentar o modo de falha por plastificação devido ao momento fletor, conforme apresentado na Figura 10. Esse modo caracteriza-se pelo escoamento por tensão normal de flexão dos cordões superior e inferior na região de momento fletor máximo quando a força cortante é nula ou quase nula, levando à formação de uma rótula plástica. Os primeiros autores a observar a sequência de escoamento devido a esse modo de colapso foram Toprac e Cooke (1959). Estudos numéricos recentes mostraram que esse modo de falha raramente ocorre em vigas com relação  $L/d_g < 15$  (SILVEIRA, 2011).

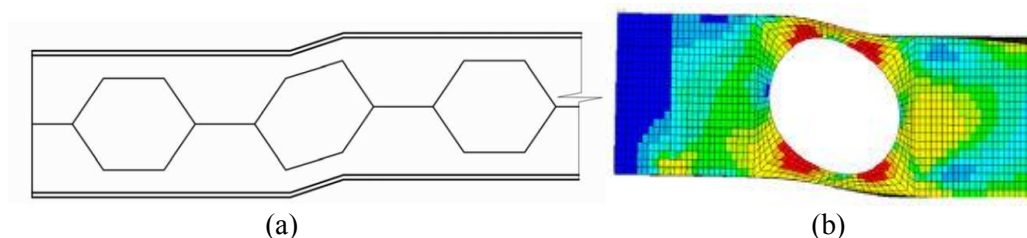
Figura 10 - Aspecto da deformada de uma viga castelada após ensaio sob carga uniformemente distribuída. (KANNING, 1974 apud SILVEIRA, 2011)



Dependendo da geometria da viga e da magnitude do momento fletor e da força cortante produzidos pelo carregamento, o efeito simultâneo do momento fletor e da força cortante pode ocasionar a formação de quatro rótulas plásticas nos cantos das aberturas, caracterizando um mecanismo Vierendeel, como mostrado na Figura 11. A variação da inércia da seção conduz a uma variação da rotação da seção que resulta numa deformação diferencial que caracteriza a deformada mostrada na Figura 11.

O mecanismo Vierendeel ocorre devido à interação dos momentos secundários, que surgem na região do alvéolo como resultado da força cortante atuando nas aberturas, com o momento fletor global e a força de cisalhamento (PANEDPOJAMAN *et al.*, 2015).

Figura 11 - Mecanismo Vierendeel: (a) em viga castelada (BEZERRA, 2011); (b) em viga celular (TSAVDARIDIS E D'MELLO, 2012 apud VIEIRA, 2015b).

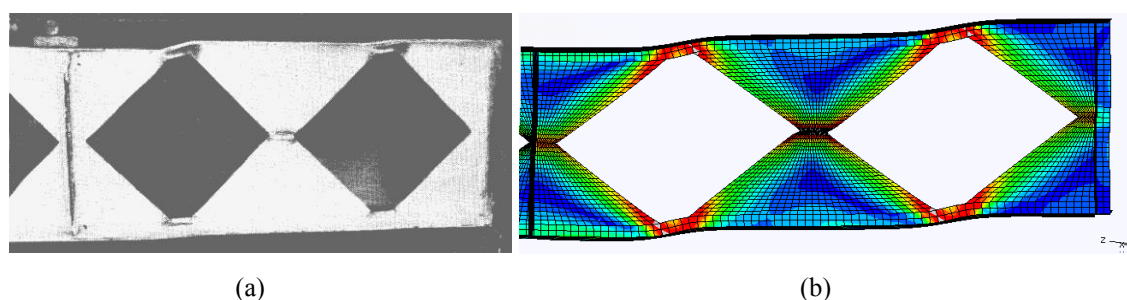


### 2.2.2 Ruptura na região da solda do montante de alma (RSM)

A plastificação na região da solda, na emenda do montante, pode ocorrer quando a distância entre as aberturas na alma é pequena, como ocorre nas vigas casteladas padrão Anglo-Saxão e nas vigas celulares com montante estreito. A falha na região da solda ocorre quando as tensões de cisalhamento atingem a tensão limite do material (TOPRAC e COOKE, 1959). Trata-se de um modo de colapso incomum, pois normalmente as vigas atingem sua capacidade máxima antes por outros modos de falha (HOSAIN e SPEIRS, 1971 *apud* SILVEIRA, 2011).

Na Figura 12a pode-se observar o escoamento do aço na região da solda, concomitantemente à plastificação dos tês superiores dos alvéolos.

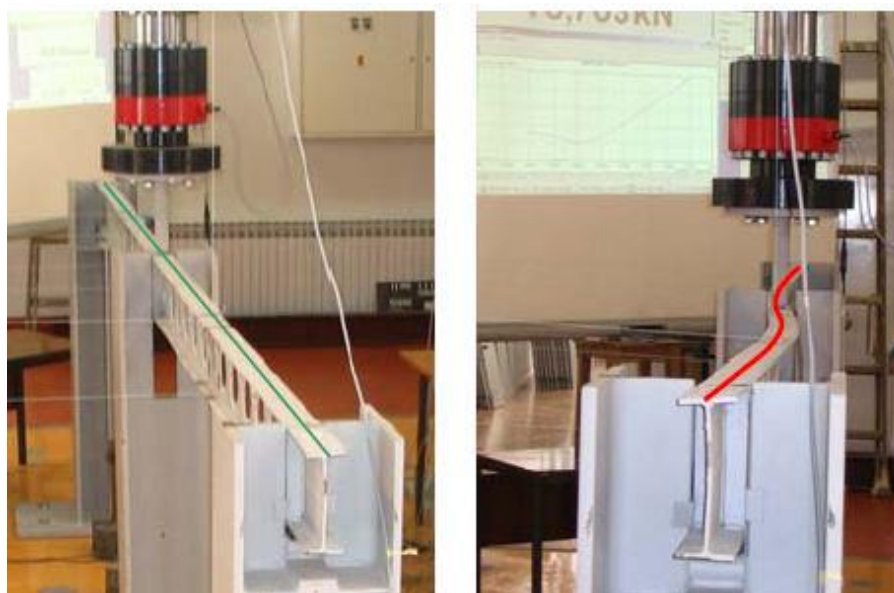
Figura 12 - Plastificação na região da solda: (a) modelo ensaiado por Toprac e Cooke (1959); (b) modelo computacional (SILVEIRA, 2011).



### 2.2.3 Flambagem Lateral com Torção devido ao momento fletor (FLT)

Assim como nas vigas de alma cheia, as vigas alveolares com comprimento destravado insuficiente para conter o banzo comprimido podem sofrer Flambagem Lateral com Torção (FLT) (Figura 13). Embora a FLT de perfis de aço com seção tipo I seja fundamentalmente influenciada pela inércia em relação ao eixo fraco, estudos recentes demonstram que a presença das aberturas na alma afetam a capacidade das vigas alveolares para o Estado Limite Último de FLT (ABREU, 2011; BEZERRA, 2011).

Figura 13 - Colapso por flambagem lateral com torção numa viga castelada.  
(TKALČEVIĆ *et al.*, 2007 *apud* VIEIRA, 2015a)

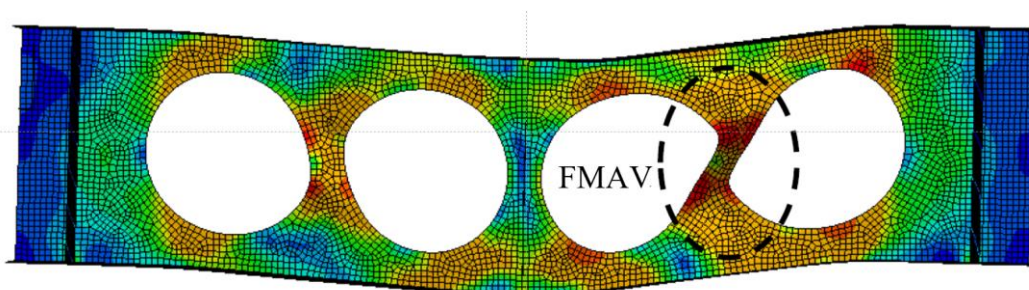


#### 2.2.4 Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento (FMAV)

Com os avanços tecnológicos, fatores como a fabricação de aços estruturais com maior resistência ao escoamento e perfis laminados com chapas mais esbeltas aumentam as chances de ocorrência dos modos de falha relacionados à instabilidade.

A Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento (FMAV) pode ocorrer em regiões onde a força cortante é grande, de modo que cause distorção de um montante entre dois alvéolos, como representado na (Figura 14). Na FMAV, os deslocamentos laterais do montante de alma estão associados a uma torção da seção.

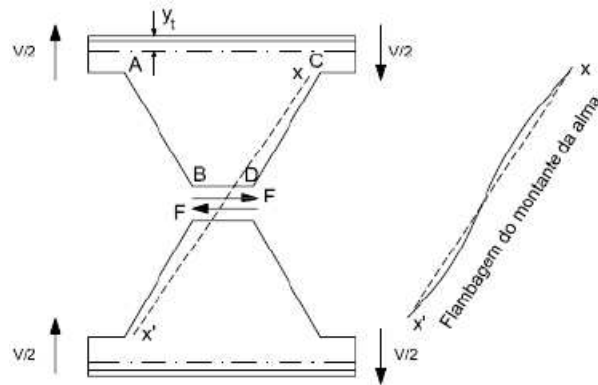
Figura 14 – FMAV verificada num modelo computacional. (VIEIRA, 2014)



A força cisalhante  $F$ , que surge ao longo da junta soldada, irá solicitar o montante de alma à flexão (Figura 15). É possível notar que surgirão esforços de tração na região da linha AB, enquanto na região da linha CD surgirão esforços de compressão. Essa compressão podem provocar a flambagem do montante de alma em cada uma das metades do painel,

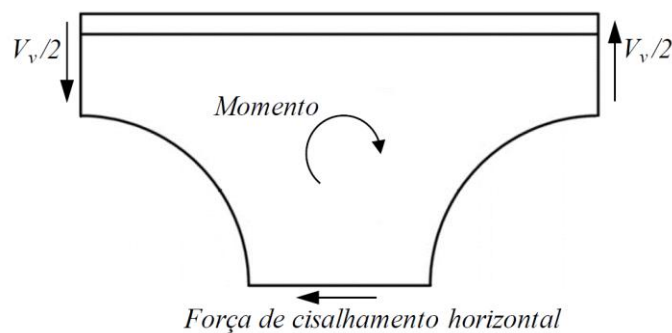
surgindo um ponto de inflexão na região da solda, devido à força de tração, conforme representado na Figura 15.

Figura 15 – Flambagem do montante de alma por cisalhamento.  
(adaptado de KERDAL e NETHERCOT, 1984)



Dependendo da sua esbeltez, o montante pode sofrer instabilidade ou plastificação por cisalhamento, devido ao efeito da força cortante  $V_V$ , indicada na Figura 16. A força de cisalhamento horizontal e o momento indicados na Figura 16 são consequência secundária da ação da força cortante  $V_V$ .

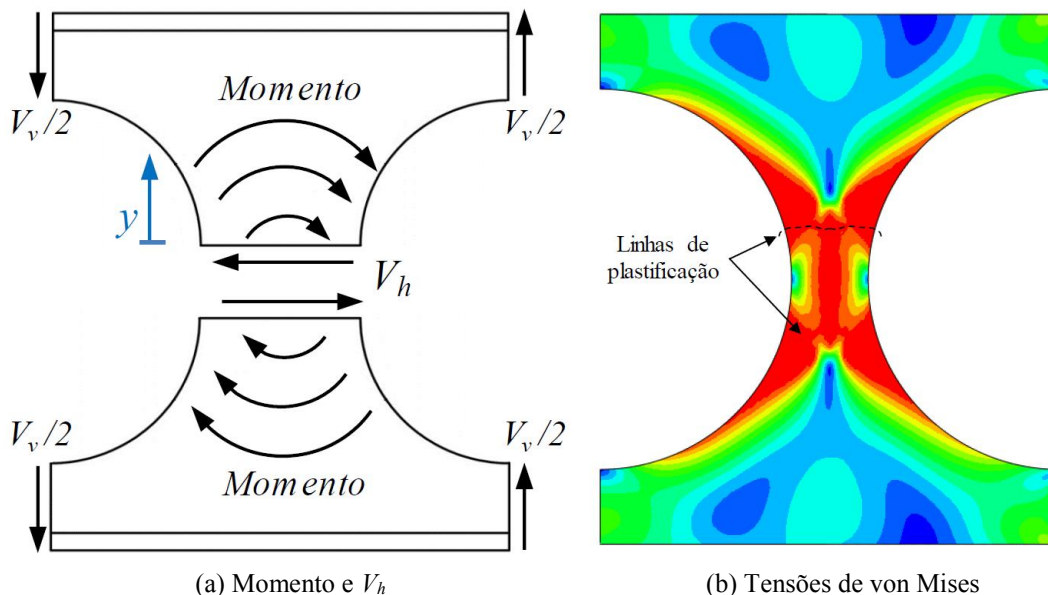
Figura 16 - Momento causado pela força de cisalhamento. (GRILO, 2018)



Como se pode observar na Figura 17-a, cada metade da seção, acima e abaixo da junta soldada do montante, fica sujeita a uma força cortante constante e a um momento fletor que cresce com a distância do eixo da viga. Porém, a seção resistente varia, de modo que se tem um efeito combinado de tensões normais e de cisalhamento, que em função da variação da seção do montante ao longo da altura, atingem um valor crítico em algum ponto intermediário entre o centro e o topo a extremidade do montante. Na Figura 17-b é mostrada a distribuição de tensões de von Mises no montante de alma de uma viga celular, decorrente do efeito combinado de tensões normais e de cisalhamento no montante de alma. É possível perceber a formação de duas rótulas plásticas, uma acima e outra abaixo

da emenda do montante, evidenciando que as tensões máximas de von Mises, neste caso, não acontecem na região da emenda.

Figura 17 - Esforços atuantes no montante de alma em decorrência do efeito da força cortante. (GRILO, 2018)

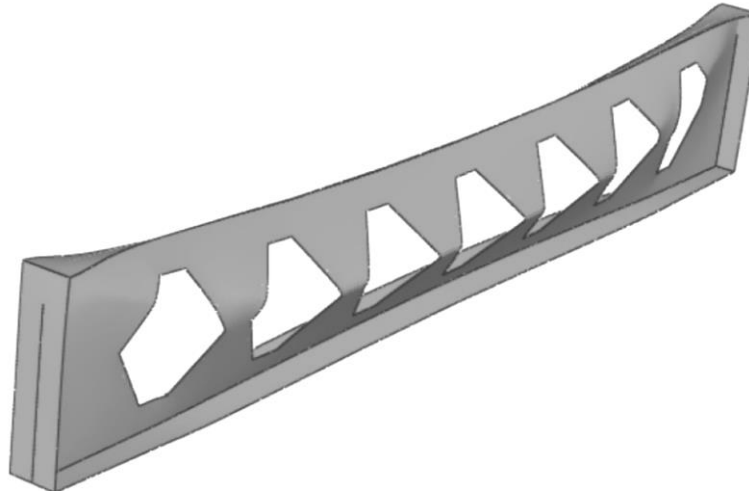


É possível deduzir um modelo de predição da força cortante última que causa a falha do montante de alma, que contempla tanto a falha por plastificação como por instabilidade. Esse modelo por ser constituído por uma expressão única, como a proposta por Justino (2018), ou por duas ou três expressões que representam as faixas em que pode ocorrer plastificação, flambagem inelástica ou flambagem elástica. O modelo proposto por Grilo (2018), por exemplo, para vigas celulares é composto por duas expressões complementares.

### 2.2.5 Flambagem do montante de alma por compressão (FMAC)

A flambagem do montante de alma por compressão pode ocorrer em determinados casos em que a alma é comprimida pelas mesas, devido ao momento fletor. Na flambagem por compressão, o montante de alma sofre um deslocamento para fora do plano da viga sem que ocorra a torção descrita em 2.2.4 (Figura 18). Esse modo de falha ocorre normalmente em vigas sujeitas a um carregamento concentrado sem a presença de enrijecedores, porém também pode ser observado em vigas com carregamento uniformemente distribuído (TEIXEIRA, 2017).

Figura 18 - Flambagem do montante de alma por compressão. (VIEIRA, 2015a)



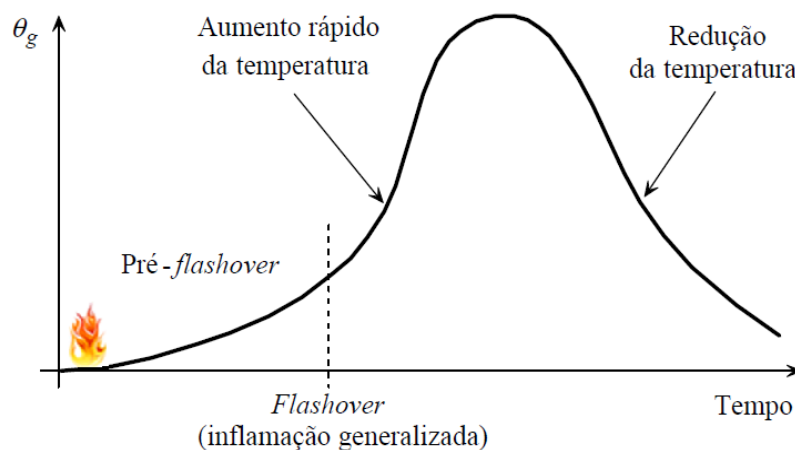
Trabalhos recentes demonstram que esse modo de falha pode ser verificado a partir de uma simplificação que considera o montante de alma como uma coluna equivalente, utilizando uma largura efetiva, porém mais estudos ainda devem ser realizados para complementar esse método de cálculo (MENKULASI *et al.*, 2017).

## 2.3 Características dos incêndios

### 2.3.1 Curvas de incêndio

No que se refere ao estudo das estruturas em temperatura elevada, a principal característica de um incêndio é a curva que fornece a temperatura dos gases ( $\theta_g$ ) em função do tempo de incêndio (Figura 19), visto que a partir dessa curva é possível computar os efeitos térmicos.

Figura 19 - Evolução da temperatura dos gases em um incêndio real. (RIBEIRO, 2004)



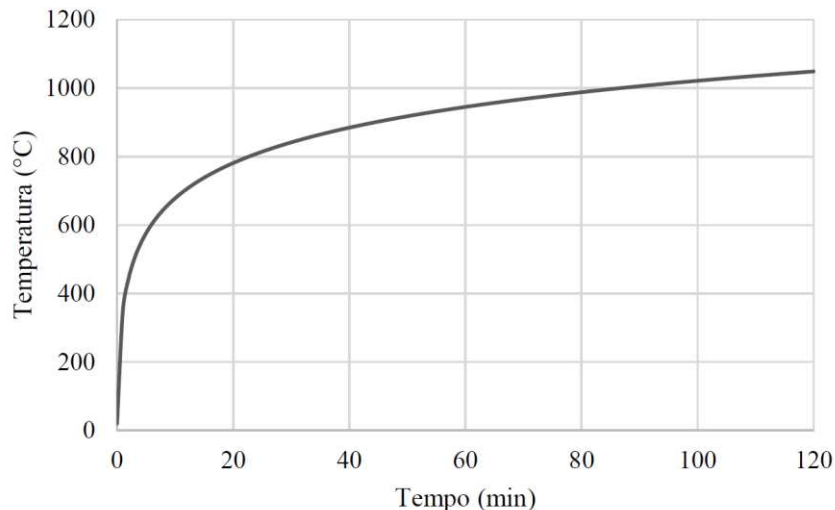
Um incêndio real apresenta uma fase inicial chamada de fase de ignição ou *pré-flashover*. Nesta fase, as temperaturas são relativamente baixas e o incêndio é considerado de pequenas proporções, sem riscos à vida humana e à estrutura.

O instante correspondente ao aumento brusco da inclinação da curva temperatura-tempo é denominado *flashover*, ou inflamação generalizada, e ocorre quando toda a carga combustível presente no ambiente entra em ignição. A partir desse instante, o incêndio torna-se de grandes proporções, tomando todo o compartimento e a temperatura dos gases eleva-se rapidamente. Quando o material combustível ou o oxigênio começa a extinguir-se, a temperatura dos gases começa a reduzir gradativamente.

### 2.3.1.1 Curva de incêndio-padrão

Como a curva do incêndio real varia para cada caso e, portanto, é difícil de ser determinada, convencionou-se adotar uma curva padronizada como modelo para a análise experimental de estruturas, materiais de proteção térmica, etc. Essa curva é conhecida como curva de incêndio-padrão (Figura 20).

Figura 20 - Curva de incêndio-padrão (ABNT NBR 14432:2001).



A ABNT NBR 14432:2001 assume a curva da ISO 834-1 (1999), definindo o incêndio padrão pela expressão abaixo:

$$\theta_g = \theta_o + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (1)$$

onde:

$\theta_g$  é a temperatura dos gases no tempo  $t$  (em °C);

$\theta_0$  é a temperatura ambiente inicial, geralmente adotada igual a 20°C;

$t$  é o tempo decorrido desde a ignição do fogo (em minutos).

### 2.3.2 Tempo requerido de resistência ao fogo

O tempo requerido de resistência ao fogo (TRRF) é o tempo associado à curva de incêndio-padrão que permite chegar a uma temperatura de incêndio com a qual se obtém a temperatura da estrutura e a redução das propriedades de seus materiais. O TRRF é fornecido, no Brasil, pela ABNT NBR 14432:2001 e, quando não é nulo, varia de 30 a 120 minutos. É definido em função, principalmente, do tipo de ocupação e da altura da edificação, conforme Tabela 1.

Tabela 1 - Tempo requerido de resistência ao fogo, TRRF, em minutos (CAMARGO,2010).

Ocupação/uso	Profundidade do subsolo (m)		Altura da edificação (m)				
	Classe S <sub>2</sub>	Classe S <sub>1</sub>	Classe P <sub>1</sub>	Classe P <sub>2</sub>	Classe P <sub>3</sub>	Classe P <sub>4</sub>	Classe P <sub>5</sub>
	$h_s \geq 10$	$h_s \leq 10$	$h \leq 6$	$6 < h \leq 12$	$12 < h \leq 23$	$23 < h \leq 30$	$h > 30$
Residencial	90	60 (30)	30	30	60	90	120
Serviços de hospedagem	90	60	30	60 (30)	60	90	120
Comercial varejista	90	60	60 (30)	60 (30)	60	90	120
Serviços profissionais, pessoais e técnicos	90	60 (30)	30	60 (30)	60	90	120
Educacional e cultura física	90	60 (30)	30	30	60	90	120
Locais de reunião de público	90	60	60 (30)	60	60	90	120
Serviços automotivos	90	60 (30)	30	60 (30)	60	90	120
Serviços de saúde e institucionais	90	60 (30)	30	30	30	30	60
	90	60 (30)	30	60	60	90	120
Industrial	120	90	60 (30)	60 (30)	90 (60)	120 (90)	120
Depósitos	90	60 (30)	30	30	30	30	60
	120	90	60	60	90 (60)	120 (90)	120

Notas: a)  $h$  (altura) é a distância do piso de descarga ao piso do último pavimento. b) os tempos em parênteses podem ser usados em subsolos com área bruta de cada pavimento de até 500 m<sup>2</sup> ou pavimentos elevados com área bruta de cada pavimento de até 750 m<sup>2</sup>.

### 2.3.3 Comportamento do aço em temperatura elevada

A segurança estrutural em situação de incêndio, visando a proteção à vida, deve ser verificada de modo a evitar que a edificação colapse em um tempo inferior ao necessário

para a desocupação do edifício. Quando se tratar de proteção do patrimônio, ou seja, da edificação propriamente dita, a segurança estrutural deverá ser verificada de forma a evitar o colapso da estrutura.

Uma vez que o incêndio é uma ação excepcional, isto é, de pequena probabilidade de ocorrência, não faz sentido dimensionar uma estrutura para que ela resista, em condição de incêndio, aos mesmos esforços atuantes à temperatura ambiente. Portanto, para a verificação da estrutura em temperatura elevada, os esforços atuantes à temperatura ambiente na estrutura, devidos à ação do peso próprio, da sobrecarga e do vento, entre outros, são menos majorados que na combinação normal última, por se tratar de uma combinação última excepcional.

Em situação de incêndio, o aumento da temperatura faz com que as propriedades mecânicas do aço estrutural, como a resistência ao escoamento, resistência à tração e módulo de elasticidade, se reduzam, levando à perda da resistência e da rigidez da estrutura. Logo, essas perdas devem ser levadas em consideração no dimensionamento das estruturas de aço em temperatura elevada.

Portanto, se por um lado há redução no valor do cálculo dos esforços provocados pelas ações, por outro quando submetido a altas temperaturas, o aço perde resistência e rigidez.

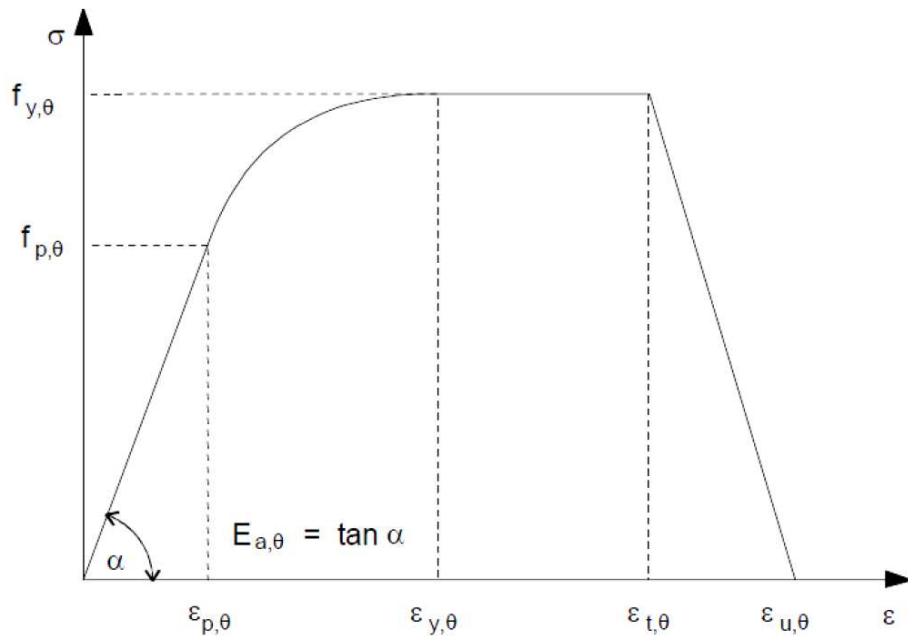
### **2.3.4 Propriedades mecânicas**

#### ***2.3.4.1 Limite de escoamento e módulo de elasticidade***

Conforme mencionado anteriormente, o aço exposto a altas temperaturas pode sofrer degeneração de suas características físicas e químicas, o que leva à redução de rigidez e de resistência. Segundo o EN 1993-1-2: 2005, as propriedades relacionadas à resistência e à deformação dos aços estruturais em temperatura elevada, para uma taxa de aquecimento entre 2 °C/min e 50°C/min, podem ser obtidas segundo as expressões apresentadas na Figura 21.

Figura 21 - Relação tensão-deformação para o aço em temperatura elevada.  
(EN 1993-1-2: 2005)

Variação da deformação	Tensão $\sigma$	Módulo de elasticidade tangente
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + \frac{b}{a} [a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0,5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,00	-
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$ $\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$	
Funções	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c / E_{a,\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	



onde:

$\alpha$  é o ângulo de inclinação do trecho elástico inicial, que define o módulo de elasticidade em temperatura elevada;

$f_{p,\theta}$  é o limite de proporcionalidade em temperatura elevada;

$f_{y,\theta}$  é a resistência ao escoamento em temperatura elevada;

$\varepsilon_{p,\theta}$  é a deformação correspondente a  $f_{p,\theta}$ ;

$\varepsilon_{y,\theta}$  é a deformação correspondente a  $f_{y,\theta}$ ;

$\varepsilon_{t,\theta}$  é a deformação no final da plastificação;

$\varepsilon_{u,\theta}$  é a deformação última.

A Figura 22 apresenta os fatores de redução para a resistência ao escoamento e para o módulo de elasticidade, relativos aos valores a 20°C, definidos a seguir:

$$k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y \quad (2)$$

$$k_{E,\theta} = E_\theta / E \quad (3)$$

onde:

$f_{y,\theta}$  é o limite de escoamento do aço a uma temperatura  $\theta_a$ ;

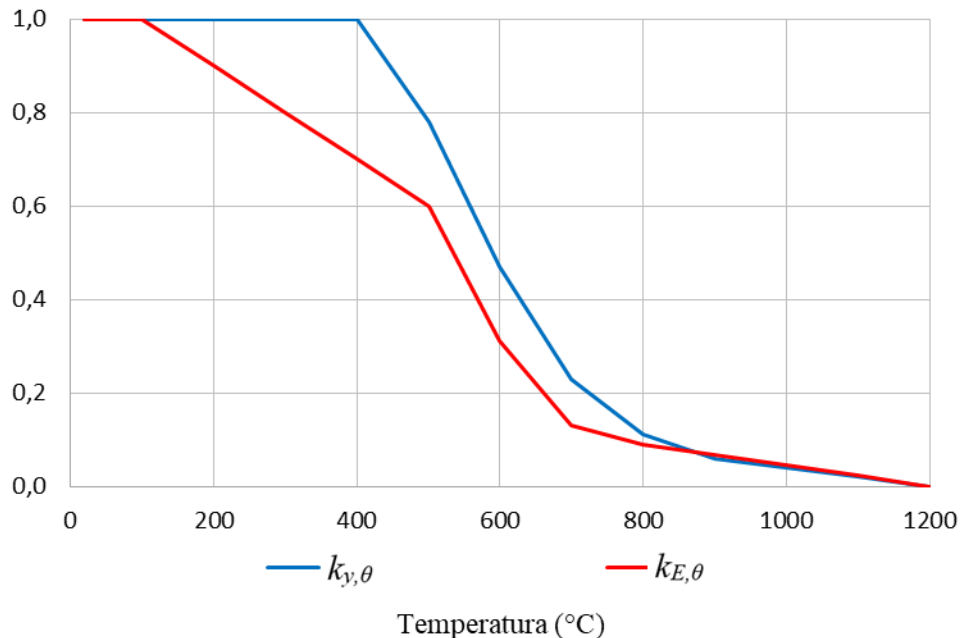
$f_y$  é o limite de escoamento do aço à temperatura ambiente (20°C);

$E_\theta$  é o módulo de elasticidade do aço a uma temperatura  $\theta_a$ ;

$E$  é o módulo de elasticidade do aço à temperatura ambiente (20°C).

Por meio da Figura 22 observa-se que, até a temperatura de 400°C, o limite de escoamento não é afetado. Entretanto o módulo de elasticidade já sofre redução a aproximadamente 100°C. E observa-se que a 800°C tanto o limite de escoamento quanto o módulo de elasticidade sofrem uma redução de quase 90%.

Figura 22 - Fatores de redução do limite de escoamento e módulo de elasticidade do aço em função do aumento de temperatura.



A redução do módulo de elasticidade do aço ocasiona o aumento das deformações com o aumento da temperatura quando este está submetido a uma tensão constante. Este aumento das deformações tem um papel preponderante em peças de comportamento geometricamente não linear conduzindo, muitas vezes, ao seu colapso prematuro (NEVES, 1994 *apud* BERNARDES, 2002).

### 2.3.4.2 *Massa específica*

A massa específica do aço pode ser considerada constante, independente da temperatura, e igual a  $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$ .

## 2.3.5 Propriedades térmicas

### 2.3.5.1 *Deformação térmica*

A deformação térmica ( $\Delta l/l$ ) do aço é determinada em função da temperatura através das seguintes expressões:

- para  $20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 750^\circ\text{C}$

$$\Delta l/l = 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} \quad (4)$$

- para  $750^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 860^\circ\text{C}$

$$\Delta l/l = 1,1 \times 10^{-2} \quad (5)$$

- para  $860^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$

$$\Delta l/l = 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3} \quad (6)$$

ou pode ser adotado, simplificado, de acordo com a ABNT NBR 14323:2012, como:

$$\Delta l/l = 14 \times 10^{-6} (\theta_a - 20) \quad (7)$$

onde:  $l$  é o comprimento da peça de aço a  $20^\circ\text{C}$ ;

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

$\theta_a$  é a temperatura do aço, em graus Celsius ( $^\circ\text{C}$ ).

### 2.3.5.2 *Calor específico*

O calor específico do aço é a relação entre a quantidade de calor fornecida a ele e a sua elevação de temperatura, e pode ser determinado em função da temperatura do aço ( $\theta_a$  em  $^\circ\text{C}$ ) da seguinte forma:

- para  $20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 600^\circ\text{C}$

$$c_a = 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3 \quad (8)$$

- para  $600^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 735^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 666 + 13002 / (738 - \theta_a) \quad (9)$$

- para  $735^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 900^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 545 + 17820 / (\theta_a - 731) \quad (10)$$

- para  $900^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^{\circ}\text{C}$

$$c_a = 650 \text{ J/kg}^{\circ}\text{C} \quad (11)$$

ou pode ser considerado simplificadamente, de acordo com a ABNT NBR 14323:2012, igual a  $c_a = 600 \text{ J/kg}^{\circ}\text{C}$ .

### 2.3.5.3 Condutividade térmica

A condutividade térmica e o calor específico se relacionam com a difusão do calor através do material, resultando em uma menor ou maior propensão deste ser aquecido. Um elemento em aço, por possuir uma elevada condutividade térmica, absorve calor rapidamente e tende a exibir gradientes térmicos mais suavizados que outros materiais.

A condutividade térmica do aço ( $\lambda_a$ ), expressa em Watts por metro por grau Celsius ( $\text{W/m}^{\circ}\text{C}$ ), pode ser determinada em função da temperatura do aço ( $\theta_a$  em  $^{\circ}\text{C}$ ) como se segue:

- para  $20^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 800^{\circ}\text{C}$

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a \quad (12)$$

- para  $800^{\circ}\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^{\circ}\text{C}$

$$\lambda_a = 27,3 \quad (13)$$

De forma simplificada, o valor da condutividade térmica pode ser considerado independente da temperatura do aço, podendo-se tomar o valor  $\lambda_a = 45 \text{ W/m}^{\circ}\text{C}$ , de acordo com a ABNT NBR 14323:2012.

## 2.4 Estudos relevantes sobre o comportamento de vigas alveolares em temperatura ambiente

Nesse tópico buscou-se sintetizar os principais estudos relativos ao comportamento das vigas alveolares em temperatura ambiente. Ao longo do tempo, diversos autores desenvolveram trabalhos visando determinar os modos de falha, as forças últimas e as propriedades geométricas ótimas das vigas alveolares.

Altifillisch *et al.* (1957 *apud* Demirdjian, 1999) realizaram um estudo experimental no qual foram ensaiadas três vigas com o objetivo de investigar os modos de falha das vigas casteladas. Em seu estudo concluíram que a expansão das vigas pode ocasionar um aumento de 10% a 35% do momento resistente.

Gibson e Jenkins (1957) desenvolveram uma formulação para a verificação de vigas casteladas padrão anglo-saxão, assumindo um comportamento análogo ao de vigas Vierendeel. Os modelos apresentados foram elaborados a partir de vigas simplesmente apoiadas, solicitadas por uma força concentrada no meio do vão. O método proposto apresentou boa concordância com resultados experimentais, principalmente na distribuição de tensões e deformações.

Toprac e Cooke (1959) desenvolveram um estudo experimental com o objetivo de estudar o comportamento das vigas casteladas e comparar com os estudos analíticos anteriores. As nove vigas ensaiadas foram carregadas em quatro pontos, de forma a simular um carregamento distribuído. Adotaram-se pontos de contenção lateral nas mesas superior e inferior com o objetivo de evitar o modo de falha por Flambagem Lateral com Torção. A maioria das vigas ensaiadas falharam por plastificação da alma e da mesa dos cordões, tendo-se observado em alguns ensaios a plastificação na região da solda. Os autores verificaram que o método analítico existente, recomendado como método aproximado de cálculo, forneceu resultados próximos aos apresentados nos experimentos.

Estudos analíticos e experimentais para avaliação das tensões e deformações nas vigas casteladas foram desenvolvidos por Kolosowski (1964), dando origem a um método analítico mais simples que o desenvolvido por Gibson e Jenkins (1957), e com resultados muito próximos aos resultados obtidos por meio do modelo desses autores. Neste trabalho, observou-se que as tensões ao longo das mesas se distribuem em ziguezague, assim como nas vigas Vierendeel.

Sherbourne (1966 *apud* Dermidjian, 1999) investigou a interação entre momento fletor e força cortante a partir de um programa experimental composto por sete vigas casteladas com diferentes configurações de carregamento. O autor observou que as vigas podem sofrer vários modos de falha, tais como: flambagem do montante de alma por compressão, formação do mecanismo de flexão e formação do mecanismo de cisalhamento.

Faltus (1966) apresentou formulações para determinar a posição e o valor da tensão máxima em vigas casteladas em função do tipo de carregamento aplicado, admitindo o efeito da interação das tensões provenientes do momento fletor e da força cortante. O autor desenvolveu em seu trabalho um ábaco para o dimensionamento de vigas casteladas.

Delesques (1968 e 1969) desenvolveu uma formulação para a verificação da capacidade resistente de vigas casteladas padrão Litzka. O autor elaborou expressões analíticas para os seguintes modos de falha: colapso do montante de alma por cisalhamento, colapso do montante de alma por flexão, flambagem do montante de alma e formação de mecanismo plástico. Foram ensaiadas sete vigas com o objetivo de verificar as formulações propostas e constatou-se que as expressões analíticas apresentaram boas correlações com os resultados experimentais.

Oostrom e Sherbourne (1972) estudaram a formação de mecanismo plástico em vigas casteladas a partir de um modelo desenvolvido pelo método de elementos finitos. Os autores enfatizaram à época a necessidade de desenvolver mais estudos sobre o comportamento plástico dessas vigas para então fornecer um método de cálculo prático e confiável.

Nethercot e Kerdal (1982) publicaram um estudo experimental com o objetivo de avaliar o colapso por flambagem lateral com torção (FLT) em vigas alveolares. Com base no trabalho experimental, os autores concluíram que as vigas alveolares têm um comportamento muito similar às vigas de alma cheia, no caso de falha por FLT. Para verificação de FLT em vigas alveolares, os autores recomendaram apenas modificar algumas propriedades geométricas nas equações já existentes para perfis de alma cheia.

Kerdal e Nethercot (1984) estudaram os diversos modos de colapso em vigas casteladas, avaliando as formulações atuais em relação aos dados experimentais disponíveis. Concluíram que a flambagem lateral com torção e a formação de mecanismo de flexão podem ser verificadas pelos métodos de cálculo utilizados para vigas de alma cheia,

modificando-se as propriedades da seção transversal. Em relação aos outros modos de falha das vigas casteladas, verificaram que, mesmo apresentando resultados pouco precisos, os métodos de cálculos disponíveis são adequados para projeto, exceto no caso de colapso por flambagem do montante de alma por compressão.

Lleonart (1988) aponta que a geometria das aberturas influencia no dimensionamento dos perfis alveolares. O autor apresenta equações de dimensionamento para vigas alveolares biapoiadas com carregamento distribuído, assumindo o comportamento similar ao de uma viga Vierendeel. Por fim, apresentou alguns ábacos de dimensionamento de perfis alveolares originados das séries IPE e IPN.

Thevendran e Shanmugam (1991) estudaram vigas com aberturas circulares e retangulares e concluíram que as aberturas influenciam no modo de falha por FLT.

Zaarour e Redwood (1996) apresentaram estudos experimentais e numéricos com o objetivo de analisar o colapso por flambagem do montante de alma por compressão (FMAC). Foram ensaiadas 12 vigas alveolares, originadas de perfis com grande esbeltez de alma, com carregamento concentrado no centro do vão. Os modelos numéricos desenvolvidos no *software* NASTRAN apresentaram boa correlação com os resultados experimentais. Foi observado que a introdução de chapas expansoras na alma aumenta a probabilidade de ocorrência da FMAC.

Redwood e Dermidjian (1998) realizaram um programa experimental, no qual ensaiaram quatro vigas casteladas com o objetivo de investigar a flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) e estudar a influência da interação momento-cortante. As vigas apresentavam configurações de aberturas idênticas, variando-se apenas o vão. Foi realizado um estudo numérico visando prever as forças críticas de flambagem das vigas. Todas as vigas ensaiadas falharam por FMAV. Observou-se que o modelo numérico subestimava de 4 a 14% o valor da força máxima obtida nos ensaios experimentais.

Chung, Liu e Ko (2001) desenvolveram estudos analíticos e numéricos sobre a formação de mecanismo Vierendeel em vigas celulares. Um modelo de elementos finitos foi desenvolvido considerando a não-linearidade geométrica e adotou-se um modelo constitutivo elastoplástico perfeito para caracterizar o comportamento do aço. Para calibração do modelo numérico, os autores utilizaram os resultados de duas vigas celulares ensaiadas por Redwood e McCutcheon (1968). Os autores consideram o método analítico existente conservador, pois verificaram que mesmo após a formação das rótulas

plásticas no t<sup>o</sup> superior, as vigas são capazes de suportar força adicional devido à redistribuição de esforços, até que se desenvolvam as quatro rótulas plásticas para formar o mecanismo Vierendeel. Com base em um estudo paramétrico, os autores propuseram uma formulação simples baseada na interação momento-cortante para a determinação da resistência frente à falha por formação de mecanismo Vierendeel.

Shanmugam *et al.* (2002) publicaram um estudo numérico do comportamento de vigas soldadas com aberturas na alma. Para desenvolvimento do modelo ou autores utilizaram o *software* ABAQUS (HIBBITT *et al.*, 2009). As vigas foram modeladas por, elementos de casca fina, de oito nós e cinco graus de liberdade por nó, denominado S8R5. Os autores concluíram que a imperfeição geométrica inicial influencia fortemente no comportamento das vigas soldadas e que a capacidade de força destas vigas decrescia com o aumento das aberturas.

Chung, Liu e Ko (2003) realizaram um estudo numérico sobre vigas alveolares com aberturas de diferentes formas e tamanhos, com o objetivo de analisar o modo de falha por formação de mecanismo Vierendeel, tendo apresentado curvas de interação momento-cortante para oito formas de aberturas. Essas curvas apresentaram semelhança, indicando que pode-se utilizar uma curva de interação generalizada para a verificação de vigas alveolares com aberturas de várias formas e tamanhos. Os autores sugeriram que a contribuição das mesas deveria ser incorporada para avaliar a capacidade ao cisalhamento de seções alveolares. Com base nos resultados numéricos, foi desenvolvido um método de verificação empírico para vigas alveolares de aço com diversas formas de aberturas, através do uso de uma curva de interação momento-cortante. Segundo os autores, para seções alveolares com aberturas pequenas, o método proposto mostra-se um pouco conservador quando as interações entre momento e cortante são significativas.

Pirmoz e Daryan (2007) desenvolveram estudos numéricos com o objetivo de analisar o comportamento não-linear de vigas alveolares sujeitas a um carregamento uniformemente distribuído. O modelo numérico, desenvolvido no *software* ANSYS, foi validado a partir de resultados de um estudo numérico realizado por Earls (1999). Nas análises, os autores variaram o comprimento do vão e a posição das contenções laterais. Foi observado que as vigas com contenção lateral ao longo de todo o vão apresentaram capacidade resistente superior.

Tsavdaridis e D'Mello (2011) realizaram um estudo experimental e analítico com o objetivo de investigar o comportamento plástico de vigas de aço alveolares com vários

padrões. Os autores ensaiaram sete vigas alveolares com vários tipos de abertura, fabricadas a partir do corte de vigas de alma cheia, sem o processo de solda. Um modelo de elementos finitos foi desenvolvido no *software* ANSYS, validado a partir dos resultados experimentais. As vigas ensaiadas falharam por formação de mecanismo Vierendeel. Os autores verificaram um conservadorismo de 50% a 90% entre as estimativas do modelo numérico e os resultados analíticos.

Ellobody (2011) desenvolveu um modelo tridimensional utilizando o programa ABAQUS para analisar a flambagem lateral com torção em vigas casteladas de aço. Neste trabalho, o autor realizou um estudo paramétrico extenso no qual os parâmetros analisados foram o comprimento do vão, a resistência do aço e a inércia dos perfis. Segundo o autor, a distorção da alma provoca uma redução considerável do momento resistente à flambagem lateral com torção em vigas curtas.

Bezerra (2011) estudou o comportamento de vigas casteladas de padrão Peiner e Anglo-Saxão com o objetivo de determinar o momento fletor resistente para o estado limite último de Flambagem Lateral com Torção. O autor desenvolveu um modelo em elementos finitos considerando a influência das tensões residuais. O modelo foi validado a partir de resultados experimentais de Nethercot e Kerdal (1982). A formulação proposta pelo autor apresentou resultados satisfatórios, porém foi observado que à medida que o vão das vigas diminui, a distorção da alma se intensifica, devido ao aumento do esforço cortante, diminuindo consideravelmente a capacidade resistente da viga. Logo, não foi possível realizar o estudo do fenômeno da flambagem lateral com torção isolado para vãos curtos.

Silveira (2011) desenvolveu estudos teóricos e numéricos sobre a formação de rótulas plástica em vigas alveolares. A validação dos modelos numéricos foi realizada com os resultados experimentais obtidos por Toprac e Cooke (1959). A partir dos resultados numéricos, foram propostas novas formulações considerando a plastificação total da seção transversal do montante de alma.

Soltani *et al.* (2012) realizaram um estudo numérico de vigas com aberturas hexagonais e octogonais com o objetivo de investigar a precisão do método de cálculo fornecido no EN 1993-1-1:1998 – Anexo N. O modelo de elementos finitos foi desenvolvido levando em conta as não linearidades materiais e geométricas. Foi realizado um estudo para avaliar a sensibilidade das vigas à variação na amplitude da imperfeição geométrica inicial e concluiu-se que o valor de  $d_w/100$ , onde  $d_w$  é a altura da alma, fornecia resultados

satisfatórios. O modelo numérico foi validado a partir de resultados experimentais disponíveis na literatura. A partir de um estudo paramétrico, os autores observaram que os modos de falha obtidos a partir da análise numérica nem sempre concordavam com os modos de falha obtidos a partir do método de cálculo do Eurocode 3, e que os resultados obtidos a partir desse método, para vigas com chapa expansora, não foram satisfatórios.

Panedpojaman e Rongram (2014) desenvolveram estudos numéricos para avaliar a precisão da metodologia existente para verificação do mecanismo Vierendeel em vigas celulares. Os resultados numéricos obtidos via elementos finitos foram comparados com os resultados analíticos a partir das formulações de Ward (1990) e Chung, *et al.* (2003). Nesse estudo, os cálculos de ambos os métodos foram realizados admitindo-se uma área de cisalhamento de acordo com EN 1993-1-1:1998. De acordo com os resultados, os autores concluíram que as formulações de Ward (1990) e Chung, *et al.* (2003) eram conservadoras, apresentando valores menores que o numérico de até 20% e 40%, respectivamente. Portanto, com base em um estudo empírico, os autores propõem uma formulação simples, mas menos conservadora, para verificação de vigas celulares. A formulação proposta, baseada na interação momento-cortante, é apresentada a seguir:

$$\left( \frac{V_{Sd}}{0,92 V_{o,Rd}} \right)^2 + \left( \frac{M_{Sd}}{M_{o,Rd}} \right)^2 \leq 1 \quad (14)$$

Vieira (2015a) estudou o modo de colapso por flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) em vigas casteladas. Foi realizado um programa experimental composto por 14 vigas ensaiadas à flexão simples. A partir dos resultados experimentais, foi validado um modelo numérico capaz de simular o comportamento estudado. Com base em um estudo paramétrico, o autor propôs um modelo mais econômico para determinação da capacidade resistente de vigas casteladas de aço no estado limite último de FMA. Foi observado nos ensaios experimentais que a magnitude das imperfeições iniciais pode influenciar no modo de colapso da viga.

Menkulasi *et al.* (2017) investigaram a flambagem do montante de alma por compressão (FMAC) em vigas casteladas. Os autores analisaram a capacidade de vigas sujeitas a forças concentradas, com e sem enrijecedores, utilizando modelagem numérica. Foi apresentada uma formulação simplificada que considera o montante de alma como uma coluna equivalente, utilizando uma largura efetiva. Os autores enfatizaram a necessidade de resultados experimentais para complementar os resultados obtidos neste estudo.

Diversos outros estudos foram desenvolvidos recentemente no Brasil com o objetivo de estudar o comportamento das vigas alveolares produzidas com perfis brasileiros (ABREU, 2011; VIEIRA, W. B., 2011; VERÍSSIMO *et al.*, 2012; OLIVEIRA, 2012; FERRARI, 2013; VIEIRA, 2014; GAMA *et al.*, 2014; GONÇALVES, 2015; BRINKHUS, 2015; TEIXEIRA, 2017; JUSTINO, 2018; SAKIYAMA, 2018; NEVES, 2018; GRILO, 2018).

## **2.5 Estudos relevantes sobre o comportamento de vigas alveolares em temperatura elevada**

Nos últimos anos, foram desenvolvidos alguns estudos sobre o comportamento de vigas alveolares em situação de incêndio, porém observa-se que a maioria desses trabalhos está relacionada às vigas celulares mistas.

Bailey (2004) realizou um programa experimental com vigas celulares de aço em situação de incêndio para investigar o comportamento das mesmas com e sem revestimento de proteção contra fogo. O autor também realizou testes preliminares em vigas celulares e vigas de alma cheia visando comparar as temperaturas medidas nas duas vigas. De acordo com os resultados, observou-se que em vigas desprotegidas a temperatura da alma da viga sem aberturas é maior que a temperatura do montante de alma da viga celular. No entanto, os ensaios com vigas protegidas com revestimento intumescente mostraram que as temperaturas no montante de alma das vigas celulares eram superiores às medidas na alma das vigas sem abertura.

Bake e Bailey (2007) realizaram estudos numéricos sobre o desempenho de vigas celulares e de pisos mistos com vigas celulares em temperatura ambiente e em situação de incêndio. A partir de estudos paramétricos, concluíram que as imperfeições geométricas têm maior influência no comportamento das vigas celulares em temperatura ambiente do que em situação de incêndio. Isto sugere que os deslocamentos causados pelas altas temperaturas influenciam mais do que o efeito das imperfeições iniciais geométricas.

Nadjai *et al.* (2007) desenvolveram um estudo experimental e numérico sobre o comportamento de vigas celulares mistas em temperatura elevada. Todas as vigas ensaiadas sofreram colapso por FMAV. Para simular o comportamento em situação de incêndio, foi adotado um valor médio de temperatura para cada propriedade geométrica, visto que a temperatura na seção da viga não é constante. O modelo em elementos finitos,

desenvolvido no *software* SAFIR, apresentou resultados próximos aos observados experimentalmente.

Vassart *et al.* (2008) estudou a flambagem do montante de alma em vigas celulares em situação de incêndio. Foi desenvolvido um modelo em elementos finitos utilizando elementos do tipo *shell*. Observou-se que, para o modo de falha por flambagem do montante de alma, a capacidade das vigas em temperatura elevada não pode ser simplesmente estimada pela aplicação dos fatores de redução de rigidez com a temperatura. O modelo analítico indicado pelos autores apresentou boa correlação com os resultados numéricos e experimentais.

Wong *et al.* (2009) desenvolveram modelos de elementos finitos, utilizando o programa ABAQUS, para investigar o comportamento de pisos mistos com vigas celulares em situação de incêndio. O modelo foi calibrado a partir de resultados experimentais de Nadjai *et al.* (2007). O modelo analítico desenvolvido, embora conservador, apresentou bons resultados em relação ao modelo numérico e aos resultados experimentais.

Bednar *et al.* (2010) apresentaram uma análise dos resultados de um experimento de incêndio realizado em uma estrutura real. A estrutura experimental representa uma parte de um edifício administrativo em que foi utilizada vigas casteladas mistas padrão ArcelorMittal Angelina<sup>TM</sup> sem proteção contra fogo. Os autores concluíram que os resultados analíticos forneceram uma previsão razoável do comportamento da estrutura real.

Naili *et al.* (2011) desenvolveram um estudo experimental e numérico de vigas celulares em situação de incêndio. O programa experimental foi composto de três vigas com diferentes geometrias e condições de carregamento. As vigas 1A e 2A falharam por mecanismo Vierendeel associado com FMAV e a viga 3A falhou por FMAV. O modelo numérico desenvolvido apresentou boa correlação com resultados dos ensaios em temperatura elevada.

Bihina *et al.* (2013) realizaram uma investigação experimental, no qual ensaiaram quatro vigas celulares mistas em temperatura elevada. Os resultados dos ensaios foram utilizados para calibrar um modelo de elementos finitos 3D. Foi realizado um estudo paramétrico variando-se a geometria, as propriedades mecânicas e as condições de carregamento das vigas. A partir dos resultados do estudo paramétrico, os autores observaram que a resistência das vigas ao incêndio foi inferior a 30 minutos em todos os casos analisados.

Os autores também compararam os resultados numéricos com a formulação analítica existente e verificaram que o método analítico é conservador.

Ellobody e Young (2015) desenvolveram um modelo tridimensional, utilizando o programa ABAQUS, para analisar o comportamento de vigas mistas casteladas em situação de incêndio. Os autores concluíram que a resistência do aço tem um efeito considerável sobre o comportamento das vigas mistas. Verificou-se também que a formulação apresentada pela EN 1994-1-2:2005 é conservadora quando comparada com os resultados numéricos.

Mesquita *et al.* (2015) realizaram um programa experimental com vigas de alma cheia e vigas alveolares submetidas a uma exposição ao fogo em três faces com o objetivo de investigar o comportamento das mesmas com e sem revestimento de proteção contra fogo. Os ensaios foram realizados em um forno de 1x1x1 (m<sup>3</sup>), isolado com tijolos refratários e fibra cerâmica. Observou-se que as vigas de alma cheia com revestimento intumescente (P3 e P4) levaram 36 e 49 minutos para atingir uma temperatura de 550°C, respectivamente, enquanto as vigas celulares com proteção (P13 e P16) levaram apenas 28 minutos para alcançar a mesma temperatura.

Nadjai *et al.* (2016) desenvolveram um programa experimental em continuação ao trabalho realizado na Universidade de Ulster. No total foram ensaiadas 6 vigas alveolares mistas, com e sem proteção térmica, submetidas a altas temperaturas. O ensaio das três vigas sem proteção é apresentado em Naili *et al.* (2011). Os autores observaram que a FMAV começa a ocorrer quando a temperatura da viga desprotegida atinge 600°C, temperatura em que o aço apresenta uma redução de 50% da resistência de escoamento e 80% do módulo de elasticidade. Essa observação levou à conclusão de que, como o módulo de elasticidade do aço diminui mais rapidamente com o aumento da temperatura, em comparação com o limite de escoamento, o modo de falha por FMAV tende a ser predominante. Os autores também desenvolveram um modelo numérico capaz de simular o comportamento das vigas com proteção térmica com boa precisão em relação aos resultados dos ensaios.

Wang *et al.* (2018) realizaram um estudo experimental e numérico com o objetivo de investigar a influência do padrão das aberturas em vigas mistas sob temperatura elevada. Os autores ensaiaram três vigas denominadas L1 (viga mista de alma cheia), L2 (viga mista com abertura circular) e L3 (viga mista com abertura hexagonal). Para realização do ensaio foi aplicado um carregamento uniformemente distribuído sobre a laje de

concreto e, em seguida, a amostra foi aquecida de acordo com a curva de incêndio-padrão. A partir dos resultados experimentais, os autores concluíram que, em comparação com vigas de alma cheia, as vigas alveolares são mais propensas ao colapso por flambagem do montante de alma. Os autores desenvolveram um modelo em elementos finitos no software ABAQUS e a partir de um estudo paramétrico verificaram que o uso de enrijecedores distribuídos no vão melhora notavelmente a capacidade resistente das vigas mistas alveolares em situação de incêndio. Observaram também que tanto a relação entre a largura da abertura e a altura da seção transversal quanto a distância entre furos têm pouca influência na resistência das vigas mistas alveolares em temperatura elevada.

Justino (2018) apresentou um estudo numérico de vigas casteladas em situação de incêndio com ênfase no modo de falha por flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV). Justino (2018) propôs um modelo semiempírico para obtenção da força cortante resistente à FMAV em situação de incêndio, baseado na formulação para dimensionamento de barras comprimidas presente na norma ABNT NBR 14323:2013, que, por sua vez, tem por base o modelo da EN 1993-1-2: 2005 (item 4.2.3.2). O modelo proposto é baseado em uma curva única de flambagem, adotando a mesma curva para os três padrões de castelação. Ao comparar os resultados numéricos com os obtidos por meio da formulação, Justino(2018) observou que, para perfis com esbeltezes menores, casos em que ocorre a plastificação do montante, os resultados com a equação desenvolvida apresentam um erro considerável, sendo necessários estudos mais aprofundados quanto à máxima força cortante de plastificação.

## **2.6 Análises numéricas via MEF de elementos estruturais de aço em situação de incêndio**

As análises experimentais, no contexto de estruturas submetidas a ações térmicas típicas de incêndio, apesar de fornecerem grande quantidade de dados sobre o comportamento dos elementos estruturais, têm como notável característica um elevado grau de complexidade e um custo considerável de tempo, materiais e equipamentos. Por essas razões, há um interesse crescente na utilização de ferramentas alternativas que possibilitem simular de maneira adequada o comportamento de estruturas em situação de incêndio. Assim, vários pesquisadores vêm utilizando o MEF para a solução aproximada de problemas de engenharia tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

Ressaltam-se algumas pesquisas presentes na literatura envolvendo a análise térmica em estruturas utilizando o MEF. Landesmann (2003), por exemplo, apresentou um modelo não linear inelástico para análises de estruturas metálicas reticuladas em situação de incêndio. Ribeiro (2004) desenvolveu um programa, denominado THERSYS, para análise térmica tridimensional transitória não linear via MEF e foi validado por meio de comparações com programas já consagrados. Em seu trabalho, Ribeiro comparou os resultados da análise numérica com os procedimentos prescritos pela norma brasileira ABNT NBR 14323:2003 e os Eurocódigos. Seguindo esta mesma linha, porém para estruturas bidimensionais, Pierin *et al.* (2015) apresentaram um programa que efetua a análise térmica utilizando elementos finitos lineares de 3 e 4 nós para a discretização da seção transversal. Ainda neste contexto, diversos trabalhos podem ser citados, como: Mouço (2008), Caldas (2008), Ribeiro (2009) e Rigobello (2011).

Com o objetivo de determinar a capacidade resistente ao esforço cortante de um perfil de alma senoidal em temperatura elevada e propor um procedimento analítico para cálculo, Camargo (2010) efetuou uma análise numérica via Método dos Elementos Finitos com o auxílio do programa computacional ABAQUS. Para validação dos modelos numéricos, Camargo (2010) seguiu a metodologia adotada por Vimonsatit *et al.* (2007a e 2007b). Esses autores apresentaram um modelo teórico para prever a força cortante última em painéis da alma de vigas sujeitas a uma temperatura constante específica.

Sob temperatura elevada, Vimonsatit *et al.* (2007a) propuseram utilizar a mesma formulação da temperatura ambiente, com ajustes para incorporar a degradação das propriedades mecânicas dos materiais. As análises foram feitas em temperatura ambiente (20°C) e também a 400°C, 550°C e 700°C. Na análise em temperatura ambiente, a força cortante foi aplicada gradualmente até o painel não suportar mais o seu aumento. Na análise em temperatura elevada, a temperatura foi elevada uniformemente até atingir o valor desejado, então a força cortante era aplicada crescentemente até o colapso. Os resultados obtidos pelo procedimento analítico foram então comparados com resultados obtidos pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) e, tendo em vista as pequenas diferenças encontradas, os autores concluíram que o procedimento analítico proposto para temperatura elevada conduz a bons resultados.

No trabalho de Vimonsatit *et al.* (2007b), são apresentados os resultados de ensaios em placas metálicas carregadas predominantemente por força cortante. Os ensaios foram feitos em temperatura ambiente e em condições isotérmicas a 400°C, 550°C e 700°C.

Os resultados obtidos foram então comparados com os do processo analítico apresentado no trabalho anterior, Vimonsatit *et al.* (2007a), e com aqueles obtidos via MEF. Foi observada a influência da elevação da temperatura na capacidade resistente dos painéis, nas deformações e finalmente no modo de colapso dos painéis.

Para validação do modelo numérico, Camargo (2010) realizou inicialmente uma análise em perfis de alma plana, com as mesmas características dos perfis e as condições de contorno usadas por Vimonsatit *et al.* (2007a), procurando repetir os mesmos resultados e, assim, aferir a modelagem adotada. Comparando-se os resultados, concluiu-se que o modelo numérico proposto era eficiente para a análise dos perfis de alma plana tanto em temperatura ambiente, quanto em temperaturas elevadas, sendo a diferença encontrada entre o cálculo analítico e numérico de apenas 1%. Assim, Camargo (2010) desenvolveu um modelo numérico para o perfil de alma senoidal em temperatura ambiente e o comparou com o modelo analítico, concluindo que a modelagem adotada também se mostrou eficaz, com uma diferença máxima de 6%. Portanto, considerou-se que os dois modelos numéricos desenvolvidos são adequados. Dessa forma, com base nos modelos validados, desenvolveu-se a modelagem numérica proposta para a análise de perfis de alma senoidal sob temperaturas elevadas.

A exemplo de Vimonsatit *et al.* (2007a e 2007b), a análise dos perfis foi realizada em condições isotérmicas de temperatura, uma vez que, como verificado por Camargo (2010), a temperatura da alma é praticamente constante ao longo de sua altura. Foram utilizadas as mesmas temperaturas sugeridas pelos autores. Na análise em temperatura ambiente, a força cortante foi aplicada até o painel não suportar mais aumento de carregamento. Para as temperaturas elevadas, simulou-se o aquecimento dos perfis, por meio da degeneração das propriedades dos materiais, e aplicou-se o carregamento. Assim, com base nos modelos, foram validados os procedimentos analíticos de cálculo da resistência à força cortante e elevação da temperatura propostos por Camargo (2010).

## **2.7 Modelos para verificação dos modos de falha por plastificação**

Nesta seção são apresentadas expressões estabelecidas para estimativa da capacidade resistente de vigas alveolares em temperatura ambiente para os modos de falha que envolvem plastificação, de acordo com as proposições de Delesques (1968, 1969) e Cimadevila *et al.* (2000), com algumas modificações propostas por Silveira (2011).

## 2.7.1 Generalidades

Devido à complexidade associada ao estudo preciso e rigoroso das vigas alveolares, Delesques (1968 e 1969) desenvolveu uma formulação para a verificação da capacidade resistente de vigas casteladas padrão Litzka, assumindo algumas simplificações. Dentre essas simplificações, destaca-se a analogia do comportamento das vigas alveolares com o comportamento de uma viga Vierendeel com articulações no centro dos cordões e montantes de cada quadro (Figura 23) e com as ações aplicadas nos nós. A partir disso, a análise pode ser feita de modo análogo à de uma treliça isostática, em que os nós coincidem com as seções para as quais se considera o momento nulo.

Figura 23 - Modelo analítico simplificado utilizado para analisar uma viga alveolar como uma viga Vierendeel. (Verissimo *et al.*, 2010).

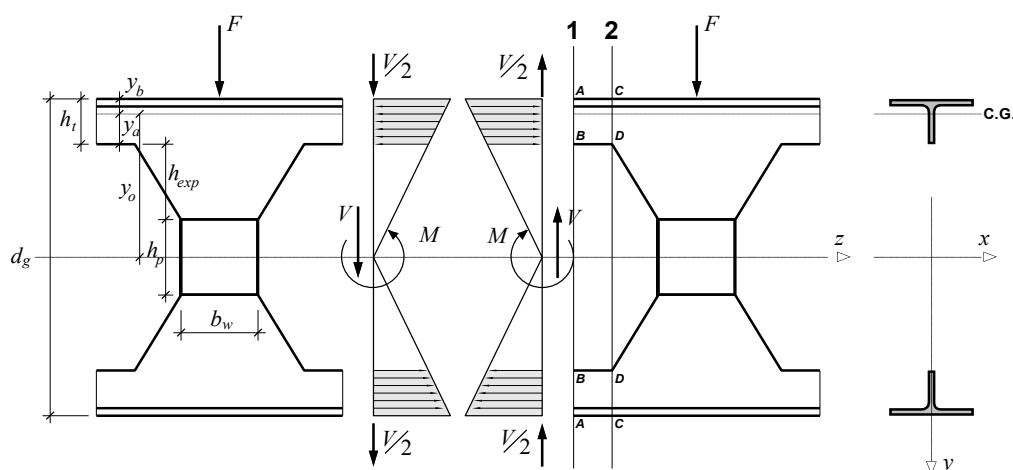


Partindo desse modelo, são apresentadas, a seguir, as formulações para o dimensionamento de vigas casteladas, referente os modos de colapso por plastificação.

## 2.7.2 Capacidade resistente no ELU de formação de mecanismo plástico

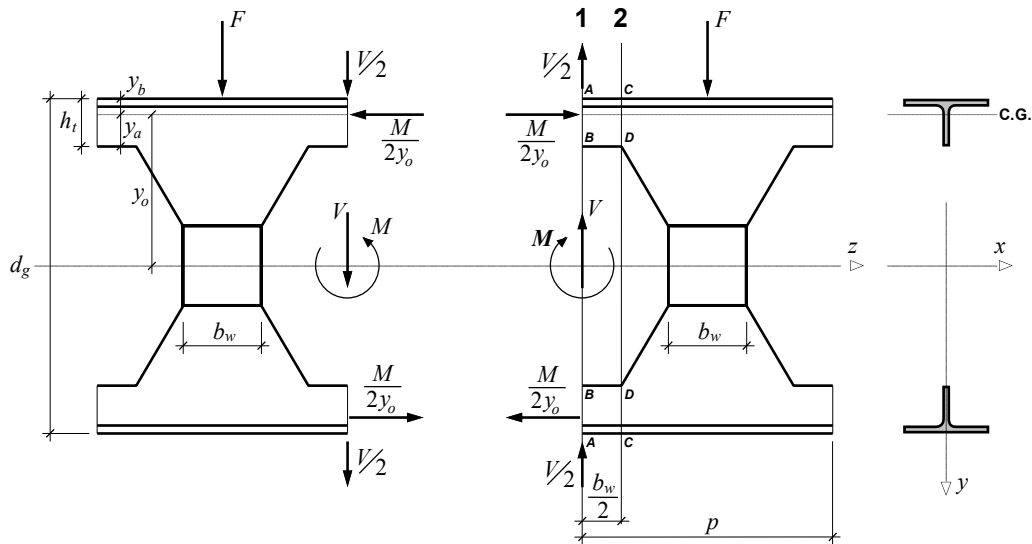
Para fazer um estudo dos esforços atuantes nos cordões, pode-se isolar os elementos situados entre as rótulas admitidas na Figura 23, obtendo assim a distribuição dos esforços nos trechos das vigas alveolares conforme apresentado na Figura 24.

Figura 24 - Elementos adotados para análise de tensões na seção transversal de uma viga castelada (Verissimo *et al.*, 2010 adaptado de Cimadevila *et al.*, 2000).



Estudando a distribuição de esforços apresentada na Figura 24, Cimadevila *et al.* (2000) constataram que a seção 2 é a mais desfavorável, uma vez que, além das tensões normais e de cisalhamento, decorrentes do momento fletor e do esforço cortante, respectivamente, existe uma parcela adicional de tensão normal devida à flexão produzida pela ação da força cortante na extremidade do tê em balanço, como mostrado na Figura 25.

Figura 25 - Forças atuantes no alvéolo de uma viga castelada (Verissimo *et al.*, 2010 adaptado de Cimadevila *et al.*, 2000).

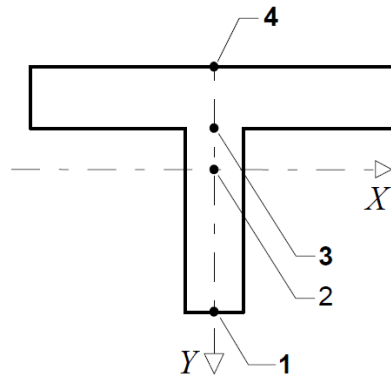


A formulação apresentada por Cimadevila *et al.* (2000) foi desenvolvida com base na hipótese proposta por Halleux (1966), de que pode-se admitir que a distribuição de tensões normais na seção dos cordões é uniforme (distribuição plástica). Considerando que o momento fletor  $M$  indicado na Figura 25 é equilibrado por um binário de forças dadas por  $M/2y_o$ , sendo  $2y_o$  a distância entre os centros de gravidade dos cordões, e admitindo uma distribuição plástica de tensões normais nos cordões, a tensão normal produzida pelo momento fletor atuante no centro do alvéolo, pode ser calculada da seguinte forma:

$$\sigma_M = \frac{M}{2y_o} \frac{1}{A_t} = \frac{M}{Z_{x0}} \quad (15)$$

Considerando a seção 2 mais desfavorável, Cimadevila *et al.* (2000) realizou estudos analíticos e verificou que o ponto crítico da seção é o ponto 1 indicado na Figura 26.

Figura 26 - Pontos chave para o estudo da distribuição de tensões na seção 2 do cordão da seção castelada (adaptado de Cimadevila *et al.*, 2000).



Nesse ponto, além da tensão normal produzida pelo momento  $M$  tem-se a parcela da tensão normal proveniente do momento causado pela ação da força cortante na extremidade do cordão em balanço (Figura 25). O momento  $M_v$  causado pelo cortante é dado por:

$$M_v = \frac{V}{2} \cdot \frac{b_w}{2} = \frac{V b_w}{4} \quad (16)$$

A tensão normal produzida pelo momento  $M_v$  no ponto 1 (ver Figura 26) é dada por:

$$\sigma_v = \frac{M_v}{I_t} y_a = \frac{V b_w}{4} \frac{y_a}{I_t} \quad (17)$$

Assim, a verificação para o ponto 1 é feita da seguinte forma, sendo que nesse ponto a tensão de cisalhamento é nula:

$$\sigma_1 = \sigma_M + \sigma_v \leq f_y \quad (18)$$

$$\frac{M}{2 y_o A_t} + \frac{V b_w}{4} \frac{y_a}{I_t} \leq f_y \quad (19)$$

Desenvolvendo a Equação 19, tem-se que:

$$M + \left( \frac{y_o A_t b_w y_a}{2 I_t} \right) V \leq 2 y_o A_t f_y = M_{plo} \quad (20)$$

onde  $M_{plo}$  é o momento de plastificação da viga alveolar, na seção do alvéolo.

A equação (20) pode ser escrita da seguinte forma:

$$M + c V \leq M_{plo} \quad (21)$$

onde:

$$c = \frac{y_o y_a b_w A_t}{2I_t} \quad (22)$$

$y_o$ ,  $y_a$ ,  $b_w$  estão indicados na Figura 25

$A_t$  é a área da seção transversal do tê acima ou abaixo do alvéolo

$$A_t = t_f(b_f - t_w) + \frac{h_o \cdot t_w}{4} \quad (23)$$

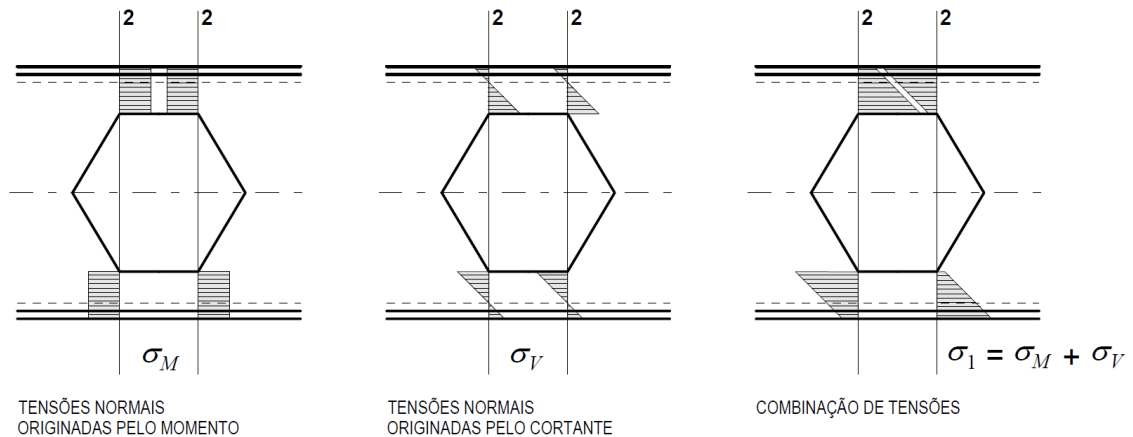
$I_t$  é o momento de inércia de um tê em relação ao seu eixo baricêntrico

$$I_t = \frac{b_f t_f^3}{12} + b_f t_f \left( \bar{y} - \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{t_w (h_t - t_f)^3}{12} + t_w (h_t - t_f) \left( \bar{y} - \frac{h_t + t_f}{2} \right)^2 \quad (24)$$

$$\bar{y} = \frac{b_f t_f^2 + h_t^2 t_w - t_f^2 t_w}{2(b_f t_f + h_t t_w - t_f t_w)} \quad (25)$$

Na Figura 27 são representadas as tensões normais atuantes no alvéolo (seção 2) de uma viga alveolar, segundo Cimadevila *et al.* (2000). Como se pode observar na Figura 27, para desenvolvimento do modelo analítico, foi considerada uma distribuição elástica das tensões normais provenientes da ação da força cortante na extremidade do cordão em balanço.

Figura 27 - Tensões normais atuantes na seção 2 de uma viga castelada. (SILVEIRA, 2011 adaptado de CIMADEVILA *et al.*, 2000).



Os estudos desenvolvidos por Cimadevila *et al.* (2000) cobriram apenas os padrões de castelação Litzka e Peiner, excluindo o padrão anglo-saxão. Diante disso, Silveira (2011) estudou as equações propostas pelos autores e verificou que para o padrão anglo-saxão o ponto crítico da seção 2 não é o ponto 1 e sim o ponto 2 (ver Figura 26), pois o braço de alavanca  $V/2$  para esse padrão é menor. No baricentro do tê (ponto 2) a tensão normal

devido à flexão causada pela força cortante é nula ( $\sigma_v = 0$ ) e a tensão de cisalhamento é dada pela seguinte expressão:

$$\tau = \frac{V y_a^2}{4 I_t} \quad (26)$$

Neste caso, tem-se um problema de esforços combinados e a análise é realizada segundo o critério de von Mises. Segundo esse critério, a condição para verificação do dimensionamento no ponto 2 é:

$$\sigma_M^2 + 3\tau^2 \leq f_y^2 \quad \Rightarrow \quad \left( \frac{M}{2 y_o A_t} \right)^2 + 3 \left( \frac{V y_a^2}{4 I_t} \right)^2 \leq f_y^2 \quad (27)$$

$$\text{Daí: } M^2 + 3 \left( \frac{2 y_o y_a^2 A_t}{4 I_t} \right)^2 V^2 \leq (2 y_o A_t f_y)^2 = M_{plo}^2 \quad (28)$$

$$\text{Logo, } \sqrt{M^2 + c_1^2 V^2} \leq M_{plo} \quad (29)$$

$$\text{onde: } c_1 = \frac{\sqrt{3} y_o y_a^2 A_t}{2 I_t} \quad (30)$$

Recentemente, foram desenvolvidos estudos propondo formulações baseadas na interação momento-cortante para a verificação do modo de colapso devido à formação de mecanismo Vierendeel (WARD, 1994; CHUNG *et al.*, 2001; CHUNG *et al.*, 2003; WANG *et al.*, 2014b; PANEDPOJAMAN e RONGRAM, 2014). A forma geral dessa formulação é:

$$\left( \frac{M_{Sd}}{M_{Rd}} \right)^n + \left( \frac{V_{Sd}}{V_{Rd}} \right)^n \leq 1 \quad (31)$$

onde  $n$  tem relação com o grau de interação entre os esforços.

Esses estudos buscam um valor do expoente  $n$  que promova a melhor correlação da Eq. (31) com resultados experimentais e numéricos. Quanto menor o valor de  $n$ , maior a interação entre os esforços.

Ward (1994) sugere que, para vigas celulares mistas, o valor de  $n$  para a interação momento-cortante seja  $n = 1$ . Entretanto, outros estudos têm revelado uma interação mais fraca entre esses esforços numa viga alveolar, já que as mesas resistem à maior parte das tensões normais, enquanto a alma resiste às tensões de cisalhamento. Logo, a resistência

ao momento fletor e à força cortante constituem mecanismos quase que desacoplados (VIEIRA, 2015b).

Chung *et al.* (2001) e Wang *et al.* (2014b) propuseram uma equação de interação momento-cortante de grau 2,5 ( $n=2,5$ ) e obtiveram uma boa correlação entre os resultados analíticos e numéricos. Chung *et al.* (2003) sugeriram que a contribuição das mesas deveria ser incorporada para avaliar a capacidade ao cisalhamento de seções alveolares, conforme a Figura 28. Assim, o esforço cortante resistente de cálculo passa a ser calculado pela seguinte expressão:

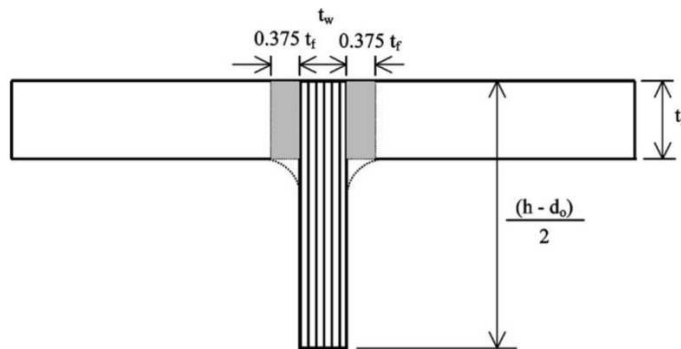
$$V_{Rd} = f_v \cdot A_{vo} = f_v \cdot (A_v - t_w h_o) \quad (32)$$

onde:

$$A_v = d_g t_w + 2(0,75 t_f \cdot t_f) = d_g t_w + 1,5 t_f^2 \quad (33)$$

$f_v$  é a resistência ao cisalhamento do aço.

Figura 28 - Área de cisalhamento equivalente na seção em tê baseada na investigação por elementos finitos (CHUNG et al., 2003).

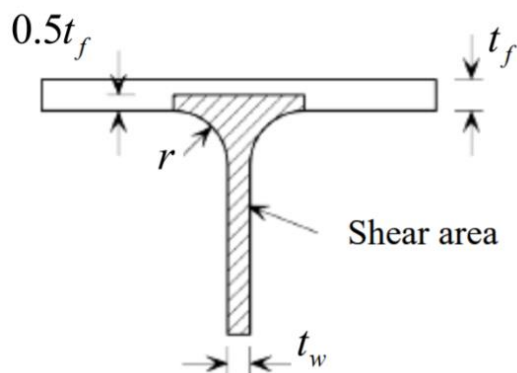


Mais recentemente, Panedpojaman e Rongram (2014) desenvolveram uma formulação de interação  $M+V$ , com base em um estudo empírico, para verificação do mecanismo Vierendeel em vigas celulares admitindo uma área de cisalhamento de acordo com a EN 1993-1-1:2005 (Figura 29). Segundo essa formulação, o esforço cortante resistente de cálculo é dado pela Eq. 34.

$$V_{Rd} = f_v \cdot A_{vo} = f_v \cdot (A_v - t_w h_o) \quad (34)$$

onde:  $A_v = (d_g - 2t_f)t_w + t_f(t_w + 2r)$  (35)

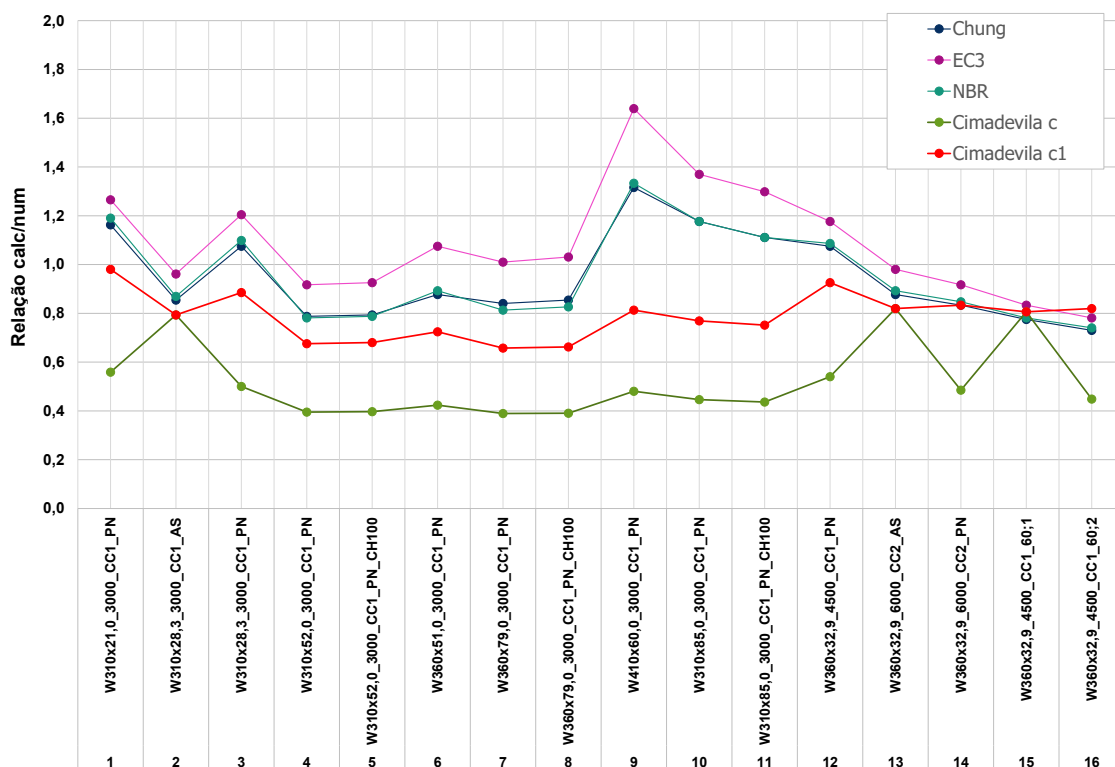
Figura 29 - Área de cisalhamento do tê de acordo com a EN 1993-1-1:2005.



Com o objetivo de analisar as diversas equações existentes para verificação do mecanismo Vierendeel em vigas alveolares, Vieira (2015b) comparou resultados das formulações de dimensionamento propostas por Cimadevila *et al.* 2000 e Chung *et al.* 2001, considerando também as diferentes possibilidades de cálculo da área da seção resistente ao cisalhamento com resultados numéricos obtidos por Vieira (2011) de vigas casteladas padrões Peiner e Anglo-Saxão que falaram por mecanismo Vierendeel. Esse estudo demonstrou que a Eq. (29), que utiliza o coeficiente  $c_1$  (Eq. 30) é o modelo que fornece as melhores estimativas da resistência à falha por mecanismo Vierendeel, em relação às outras formulações analisadas. Para os casos estudados, a Eq. (29) forneceu sempre resultados a favor da segurança porém não tão conservadores quanto a Eq. (21), que utiliza o coeficiente  $c$ .

Os resultados do estudo realizado por Vieira (2015b) estão representados na Figura 30. Para a formulação proposta por Chung *et al.* (2001) foram analisadas três formas de cálculo da área da seção resistente ao cisalhamento: a primeira utiliza a expressão proposta por Chung *et al.* (2003) (indicada na figura por “Chung”); a segunda considera a área de cisalhamento do tê de acordo com a EN 1993-1-1:2005 (indicada na figura por “EC3”); a terceira utiliza a expressão da NBR 8800:2008 onde não é considerada a contribuição das mesas (indicada na figura por “NBR”).

Figura 30 - Resultados da comparação de diversos modelos de verificação do mecanismo Vierendeel (VIEIRA, 2015b).

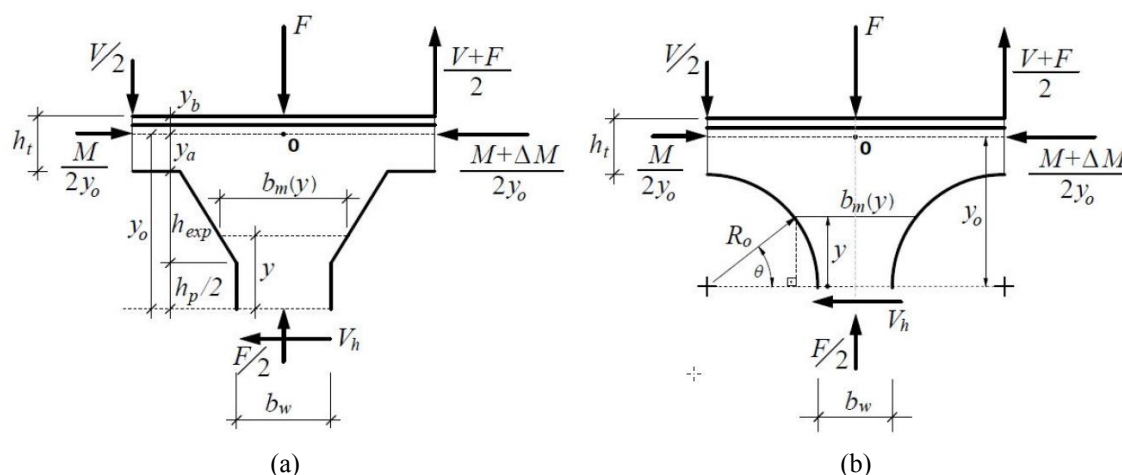


Com base no estudo realizado por Vieira (2015b), foi adotada, no presente trabalho, a formulação proposta por Cimadevila *et al.* (2000), utilizando o coeficiente  $c_1$ , para verificação da resistência no ELU de Formação de Mecanismo Plástico.

### 2.7.3 Capacidade resistente no ELU de escoamento do montante de alma por cisalhamento

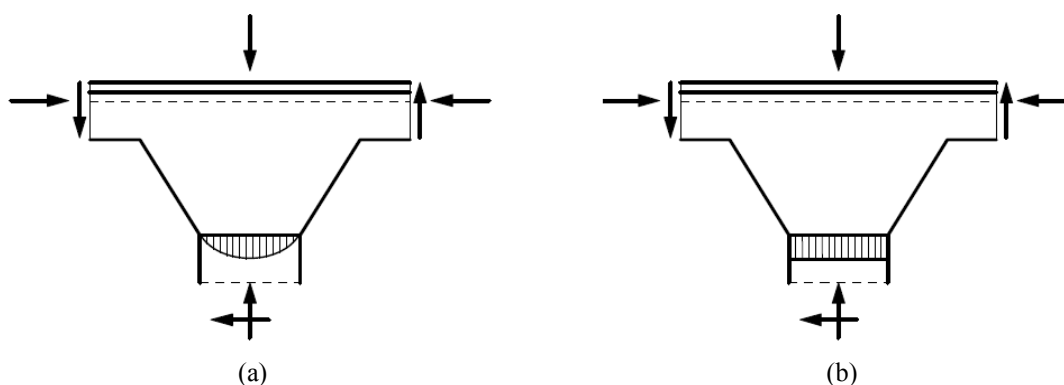
Historicamente, diversos autores propuseram formulações para determinação da capacidade resistente de uma viga alveolar frente ao ELU de escoamento do montante de alma, porém admitindo duas situações distintas: (a) a de escoamento por tensões de cisalhamento, decorrentes da ação da força cortante horizontal  $V_h$ , indicada na Figura 31; (b) a de escoamento por tensões normais, decorrentes da flexão do montante em função do efeito da força  $V_h$  ao longo da altura do montante nas diversas seções de largura  $b_m(y)$  e cota  $y$  (Figura 31).

Figura 31 - Elementos para o estudo dos esforços no montante de alma em vigas (a) casteladas e (b) celulares (VERISSIMO et al., 2010 *apud* VIEIRA, 2015b).



Um dos primeiros autores a tratar esse problema foi Delesques (1969). Cimadevila *et al.* (2000) praticamente repetem as soluções propostas por Delesques (1969), com pequenos ajustes. Esses autores deduziram suas formulações tomando por base a hipótese de que a seção na região da emenda do montante estaria sujeita a uma distribuição elástica de tensões, conforme mostrado na Figura 32a. Posteriormente, Silveira (2011) comparou resultados obtidos com a formulação de Cimadevila *et al.* (2000) com resultados de simulações numéricas pelo MEF e constatou que os resultados da formulação eram muito conservadores. A partir disto, Silveira (2011) deduziu outra formulação para esta situação, com base na hipótese de uma distribuição plástica de tensões, como a representada na Figura 32b.

Figura 32 - Hipóteses de distribuição de tensões de cisalhamento na solda de emenda do montante de alma: elástica (a) e plástica (b) (SILVEIRA, 2011).



Para um estudo da capacidade resistente do montante de alma ao cisalhamento em sua menor seção, pode-se partir do equilíbrio de forças em relação ao ponto O apresentado na Figura 31.

$$-V_h y_o + \frac{V}{2} \frac{p}{2} + \frac{V+F}{2} \frac{p}{2} = 0 \Rightarrow V_h = \left( V + \frac{F}{2} \right) \frac{p}{2y_o} \quad (36)$$

Considerando a plastificação total por cisalhamento, na seção em que o montante de alma possui a menor largura, a tensão de cisalhamento máxima é dada por:

$$\tau_{\max} = \frac{V_h}{b_w t_w} = \frac{\left( V + \frac{F}{2} \right) p}{2 b_w t_w y_o} \leq \tau_y = \frac{f_y}{\sqrt{3}} \quad (37)$$

$$\text{Daí, } V + \frac{F}{2} \leq \frac{2 b_w t_w y_o f_y}{\sqrt{3} p} \quad (38)$$

Logicamente, esta verificação deve ser feita na seção sujeita ao cortante máximo. Como na maioria dos casos considera-se o carregamento uniformemente distribuído, a parcela  $F/2$  é pequena se comparada à força cortante  $V$ , pelo que pode-se desprezá-la. Com isto, a Eq. (38) pode ser reescrita na forma:

$$V_{Rd\_EMAC} \leq \frac{2 b_w t_w y_o}{\sqrt{3} p} \frac{f_y}{\gamma_{a1}} \quad (39)$$

onde:

$b_w$  é a menor largura do montante de alma;

$t_w$  é a espessura da alma;

$p$  é passo, distância entre centros de alvéolos adjacentes, que possui valores diferenciados dependendo do padrão geométrico:

- para os padrões LITZKA e PEINER:  $p = 3 b_w$
- para o padrão Anglo-Saxão:  $p = 4,312 b_w$
- para vigas celulares:  $p = D_o + b_w$

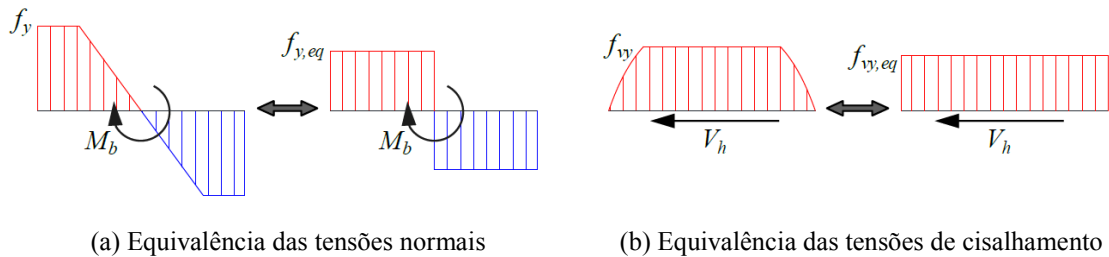
De modo análogo ao que foi apresentado nesta seção, Cimadevila *et al.* (2000) e Silveira (2011) apresentam uma formulação para a determinação da capacidade resistente do montante de alma em relação ao escoamento por flexão, considerando a plastificação total da seção na solda de emenda no montante.

No entanto, Grilo (2018) demonstra que o montante de alma, nas vigas celulares, quando robusto o suficiente para atingir plastificação total, escoar por um efeito combinado de tensões normais e de cisalhamento, conforme mencionado em 2.2.4. O modelo de

predição da capacidade resistente à falha do montante de alma proposto por Grilo (2018), referido como Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento, engloba também a plastificação, de modo análogo ao que se tem com as curvas de resistência para os casos de perfis de aço sujeitos à compressão.

Com o modelo desenvolvido por Grilo (2018), determina-se uma força cortante horizontal de plastificação ( $V_{h,p}$ ) e um fator redutor dessa força ( $\chi$ ). Para determinar as tensões máximas para a qual ocorre a plastificação total da seção, Grilo (2018) utilizou a ponderação do critério de von Mises. Para se utilizar a ponderação das tensões presentes no critério de von Mises, foram definidas tensões equivalentes  $f_{v,eq}$  (resistência ao escoamento equivalente) e  $f_{vy,eq}$  (resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente), obtidas a partir do equilíbrio dos esforços  $M_b$  e  $V_h$  para uma distribuição constante de tensões (Figura 33).

Figura 33 - Equivalência das tensões (GRILO, 2018)

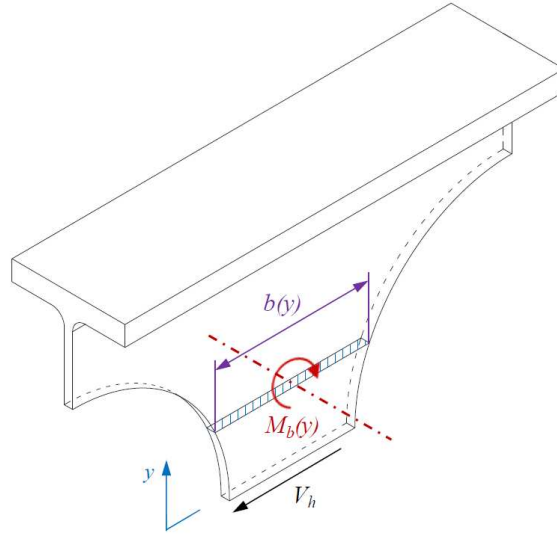


A resistência ao escoamento equivalente definida por Grilo (2018) é dada por:

$$f_{y,eq} = \frac{M_{pb,eq}}{Z} = \frac{V_h y}{\left(\frac{t_w b^2}{4}\right)} = \frac{4 y V_h}{t_w b^2} \quad (40)$$

onde  $V_h$  é a força cortante horizontal e  $y$  é a distância do ponto analisado à linha média do montante de alma (ver Figura 34).

Figura 34 – Esforços atuantes no montante de alma. (GRILO, 2018)



A resistência ao escoamento por cisalhamento equivalente é definida por:

$$f_{vy,eq} = \frac{F}{A} = \frac{V_h}{t_w b} \quad (41)$$

Segundo o critério de von Mises, tem-se:

$$f_y = \sqrt{f_{y,eq}^2 + 3 f_{vy,eq}^2} \quad (42)$$

Logo, substituindo as expressões de  $f_{v,eq}$  e  $f_{vy,eq}$ , determinadas respectivamente pelas Equações (40) e (41), obtém-se:

$$f_y = \sqrt{\left(\frac{4y V_h}{t_w b^2}\right)^2 + 3 \left(\frac{V_h}{t_w b}\right)^2} \quad (43)$$

Isolando  $V_h$ , e adicionando um fator de ajuste  $\beta$ , a força cortante de plastificação é definida por Grilo (2018) sendo:

$$V_{h,p} = \beta f_y \frac{t_w b_p^2}{\sqrt{3b_p^2 + 16y_p^2}} \quad (44)$$

onde  $y_p$  é a distância do ponto de formação da rótula plástica à linha média do montante (Eq. 46) e  $b_p$  é a largura do montante na distância  $y_p$ , obtido por meio da Eq. 45, considerando  $b = b_p$ .

Utilizando-se relações trigonométricas pode-se definir a largura do montante de alma em função da distância  $y$ , que é dada por:

$$b = p - D_0 \sqrt{1 - \frac{4y^2}{D_0^2}} \quad (45)$$

A distância  $y_p$  na qual ocorre a plastificação do montante pode ser obtida por regressão polinomial, chegando-se à expressão:

$$y_p = \frac{D_0}{2} \left[ 0,445 \left( \frac{p}{D_0} \right)^3 - 2,578 \left( \frac{p}{D_0} \right)^2 + 4,770 \left( \frac{p}{D_0} \right) - 2,475 \right] \quad (46)$$

O fator de ajuste  $\beta$ , para vigas celulares, foi determinado empiricamente por Grilo (2018) e é definido por:

$$\beta = 1,198 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} + \frac{p}{5 D_0} \quad \text{para } p/D_0 < 1,2 \quad (47)$$

$$\beta = 1,838 - 0,42 \frac{D_0}{d_g} - \frac{p}{3 D_0} \quad \text{para } p/D_0 \geq 1,2 \quad (48)$$

Conforme comentado anteriormente, para o cálculo da força cortante horizontal resistente à FMAV é necessário determinar o fator de redução  $\chi$ . As curvas de resistência foram ajustadas por meio de regressão não linear e são dadas por:

- se  $\lambda_0 \geq 1,0$        $\chi = \frac{a}{\lambda_0^b} \leq 1$       (49)

- se  $\lambda_0 < 1,0$        $\chi = c d^{(\lambda_0^e)} \leq 1$       (50)

onde:  $a, b, c, d$  e  $e$  são coeficientes dados na Tabela 2 e na Tabela 3;  
 $\lambda_0$  é a esbeltez reduzida, dada pela equação a seguir:

$$\lambda_0 = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{f_y}{E}} = \sqrt{\frac{3(p^2 - D_0^2) f_y}{\pi^2 t_w^2 E}} \quad (51)$$

Tabela 2 - Coeficientes  $a$  e  $b$  (GRILO, 2018)

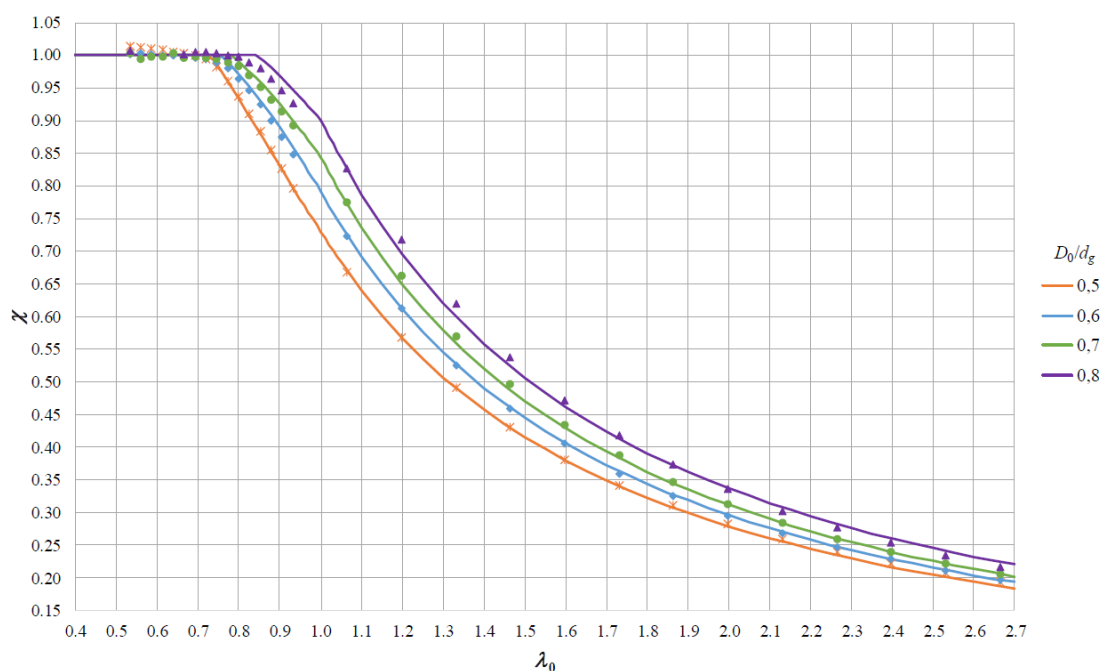
$p/D_0$	$D_0/d_g$							
	0,5		0,6		0,7		0,8	
	$a$	$b$	$a$	$b$	$a$	$b$	$a$	$b$
1,1	0,759	1,35	0,798	1,42	0,849	1,47	0,888	1,46
1,2	0,730	1,39	0,791	1,42	0,844	1,44	0,901	1,42
1,3	0,780	1,40	0,836	1,40	0,903	1,39	1,020	1,42
1,4	0,840	1,42	0,909	1,36	0,980	1,34	1,175	1,42
1,5	0,916	1,40	0,970	1,31	1,130	1,33	1,285	1,36

Tabela 3 - Coeficientes  $c$ ,  $d$  e  $e$  (GRILO, 2018)

$p/D_0$	$D_0/d_g$											
	0,5			0,6			0,7			0,8		
	$c$	$d$	$e$	$c$	$d$	$e$	$c$	$d$	$e$	$c$	$d$	$e$
1,1	1,15	0,660	3,5	1,14	0,700	3,5	1,08	0,786	4,5	1,09	0,815	4,0
1,2	1,42	0,514	2,1	1,13	0,700	3,8	1,11	0,760	3,9	1,14	0,790	3,5
1,3	1,16	0,672	3,5	1,10	0,760	4,5	1,15	0,785	4,0	-	-	-
1,4	1,26	0,667	2,7	1,15	0,790	3,3	1,12	0,870	3,0	-	-	-
1,5	1,09	0,840	5,0	1,09	0,890	4,5	-	-	-	-	-	-

As curvas de resistência para a relação passo/diâmetro igual a 1,2, desenvolvidas por Grilo (2018), são representadas na Figura 35. Os pontos indicados na Figura 35 representam os valores obtidos pela divisão da cortante vertical resistente obtida numericamente pela cortante vertical de plastificação calculada e as linhas são as curvas ajustadas. Observa-se que cada curva de resistência é dividida em dois trechos, e que para cada relação  $D_0/d_g$  tem-se uma curva distinta. Os perfis mais compactos, para os quais ocorre a plastificação do montante de alma, estão representados na faixa onde  $\chi = 1$ .

Figura 35 - Curvas de resistência para  $p/D_0 = 1,2$ . (GRILO, 2018).



Por fim, a força cortante horizontal resistente é dada pela seguinte expressão:

$$V_{h,Rk} = V_{h,p} \chi \quad (52)$$

onde  $V_{h,p}$  é definido pela Eq. 44 e o fator de redução  $\chi$  é obtido por meio da Eq 49 ou da Eq. 50.

Para situações em que o esforço cortante seja constante ao longo do passo dos alvéolos, a força cortante vertical resistente é definida por:

$$V_{v,Rk} = V_{h,Rk} \left( \frac{2y_0}{p} \right) \quad (53)$$

O modelo desenvolvido por Grilo (2018) para verificação da falha por FMAV, por considerar que o montante de alma pode atingir a plastificação devido ao efeito combinado de tensões normais e de cisalhamento, representa, atualmente, um modelo mais adequado para verificação do escoamento do montante de alma por cisalhamento. Considerar os efeitos isolados do cisalhamento e da flexão do montante de alma, como nas formulações propostas por Cimadevila *et al.* (2000) e Silveira (2011), para verificação do EMAC (Escoamento do Montante de Alma por Cisalhamento) e do EMAF (Escoamento do Montante de Alma por Flexão), superestima a capacidade da viga.

# 3

## Análise numérica

---

### 3.1 Generalidades

Para desenvolvimento do modelo numérico do presente trabalho utilizou-se o programa computacional ABAQUS (HIBBITT *et al.*, 2009), que tem por base o Método dos Elementos Finitos (MEF).

Inicialmente foi desenvolvido um modelo capaz de representar os fenômenos associados à plastificação de vigas casteladas em temperatura ambiente. Na análise, foram consideradas as não-linearidades material e geométrica e também a influência das imperfeições iniciais. O modelo foi validado a partir dos experimentos de Vieira (2015a) e Toprac e Cooke (1959), que continham modelos cujos modos de falha eram associados à plastificação.

A partir do modelo numérico validado em temperatura ambiente, foram realizadas análises em condições isotérmicas de temperatura, conforme a metodologia adotada por Camargo (2010) e por Justino (2018), simulando o aquecimento dos perfis por meio da degeneração das propriedades do aço.

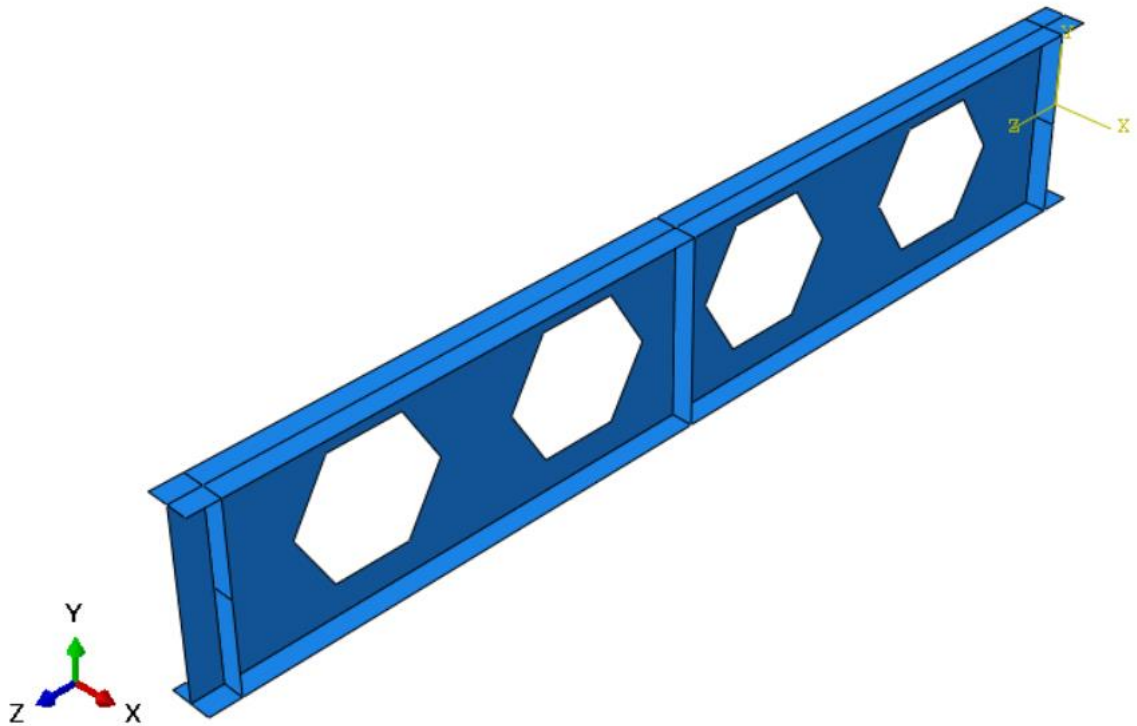
### 3.2 Modelo numérico

#### 3.2.1 Características do modelo numérico

Na modelagem das vigas estudadas, foi adotado o modelo geométrico tridimensional, mostrado na Figura 36, com o objetivo de representar de forma mais realista a geometria

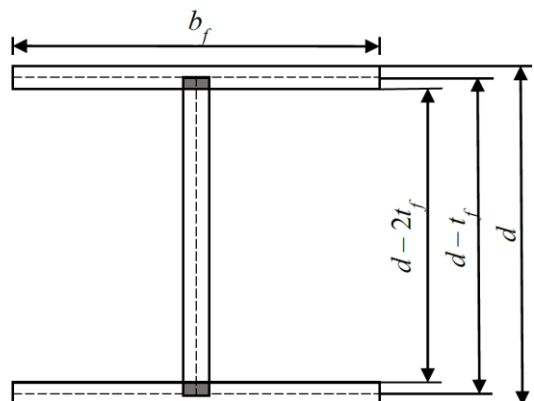
da viga castelada. No modelo desenvolvido no ABAQUS, foram adotados elementos do tipo casca fina (*shell*), visto que as espessuras da alma e das mesas são significativamente menores que a largura e comprimento das vigas. O sistema de coordenadas adotado para todos os modelos foi o representado na Figura 36.

Figura 36 – Aspecto do modelo geométrico de uma viga ensaiada por Vieira (2015a).



Com o objetivo de evitar problemas na análise com a distorção dos elementos da malha, o raio de concordância entre a mesa e a alma do perfil não foi considerado na modelagem da seção. Porém, ao utilizar o elemento de casca do tipo *shell*, que representa a superfície média das chapas de aço, a sobreposição das áreas conforme a Figura 37 compensa parcialmente essa simplificação.

Figura 37 - Representação da sobreposição entre os elementos da alma e da mesa (NEVES, 2018).

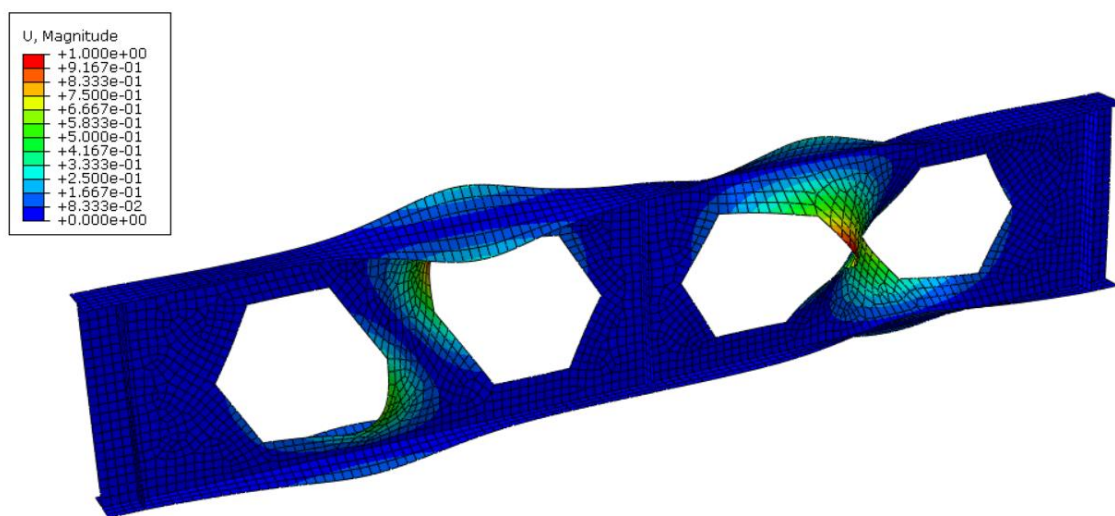


### 3.2.2 Estratégia de análise

A análise numérica foi realizada em duas etapas: a primeira consistiu de uma análise elástica de flambagem, definida no ABAQUS como *linear buckle*. A análise *buckle* consiste na determinação dos autovetores e autovalores, que representam, respectivamente, os modos de flambagem e as forças críticas de flambagem.

A força de flambagem elástica é determinada, no ABAQUS, como um multiplicador de uma força de perturbação no estado inicial da análise. Com essa análise, obtém-se a configuração deformada referente ao modo de menor energia ou, nos casos em que se conhece o modo de colapso da viga, o que melhor represente o fenômeno estudado. Assume-se que o modelo deformado obtido nessa análise representa, de maneira aproximada, a distribuição de imperfeições iniciais na viga de aço. Na Figura 38 apresenta-se uma representação do primeiro modo de flambagem do modelo de uma viga ensaiada por Vieira (2015a). Em todas as análises de flambagem realizadas neste estudo, adotou-se o primeiro modo de flambagem.

Figura 38 - Primeiro modo de flambagem de um dos modelos desenvolvidos no ABAQUS.

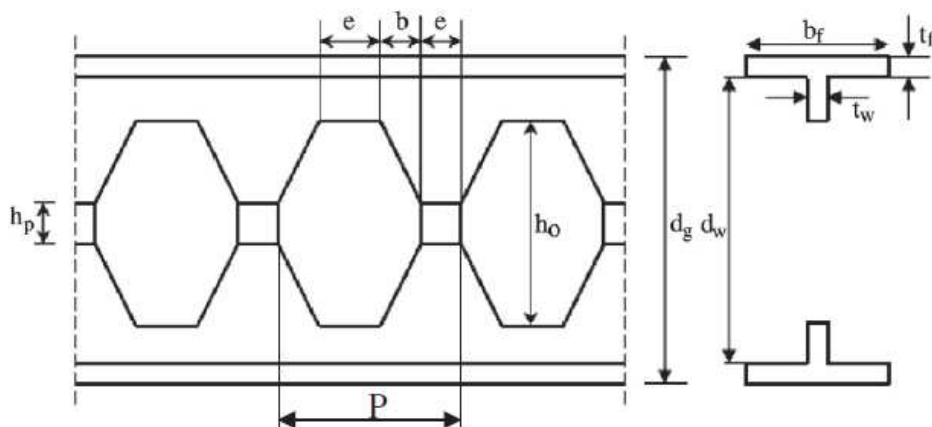


Para possibilitar o estudo do comportamento estrutural durante a fase crítica do carregamento, foi utilizado o Método de Riks modificado, também conhecido como Método do Comprimento de Arco “Arc Length”, modificado para solução de sistemas de equações não lineares. Nesse método, é necessário informar o tamanho do primeiro incremento de força, que equivale a uma parcela do carregamento aplicado. Os incrementos subsequentes são ajustados automaticamente pelo *software*.

### 3.2.3 Imperfeições geométricas iniciais

A imperfeição geométrica inicial admitida é introduzida na deformada de menor energia, normalizando-se o valor do máximo deslocamento, obtida a partir de uma análise prévia de flambagem. Soltani *et al.* (2012) e Menkulasi *et al.* (2015) obtiveram resultados satisfatórios em seus estudos considerando uma imperfeição inicial de magnitude  $d_w/100$ , sendo  $d_w$  a altura da alma (ver Figura 39).

Figura 39 - Propriedades geométricas da viga castelada e definição da altura  $d_w$  (Soltani *et al.*, 2012).



Em trabalhos recentes realizados por Vieira (2015a) e Justino (2018), a imperfeição adotada nos modelos numéricos foi de  $d_g/100$  valores muito próximos aos utilizados por Soltani *et al.* (2012) e Menkulasi *et al.* (2015) e que também apresentaram bons resultados.

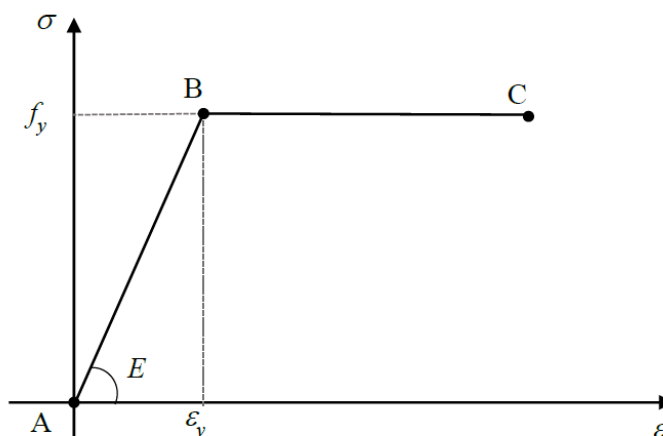
Conforme recomendado em estudos anteriores e de acordo com a tolerância especificada para a imperfeição do montante de alma pela ArcelorMittal (2013), a magnitude da imperfeição inicial empregada neste estudo foi igual a 1% da altura total da viga castelada ( $d_g/100$ ).

### 3.2.4 Propriedades do material

Para caracterizar o comportamento do aço, adotou-se um modelo constitutivo elastoplástico perfeito (Figura 40). Na fase elástica, conforme recomendação da norma brasileira de estruturas de aço (ABNT NBR 8800:2008), foi adotado o módulo de elasticidade de 200 GPa e coeficiente de Poisson igual a 0,3. Na fase plástica, admitiu-se a resistência de escoamento do aço constante e igual a 345 MPa, do aço ASTM A572 Grau 50 utilizado nos perfis laminados Gerdau-Açominas.

Esse modelo constitutivo do aço foi utilizado por diversos trabalhos recentes e observaram-se bons resultados (CHUNG *et al.*, 2001; SONCK *et al.*, 2011; VIEIRA, 2011; TSAVDARIDIS E D'MELLO, 2011; SOLTANI *et al.*, 2012; FERRARI 2013; WANG *et al.*, 2014a; VIEIRA, 2015a; JUSTINO, 2018; NEVES, 2018), uma vez que não se espera ocorrência de encruamento.

Figura 40 - Modelo constitutivo do aço adotado na modelagem.



### 3.2.5 Tensões residuais

Genericamente, designam-se como tensões residuais quaisquer tensões instaladas numa estrutura antes de ser aplicada qualquer ação.

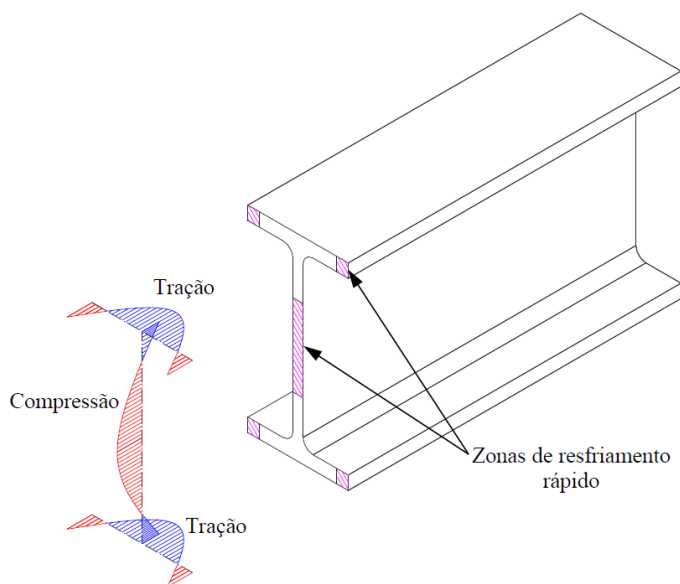
Após o processo de laminação, os perfis metálicos passam por um processo de resfriamento que não ocorre de maneira homogênea em todas as regiões do perfil. As regiões mais expostas da seção transversal resfriam mais rapidamente do que as mais internas. Como consequência, quando o resfriamento é completado, as partes que resfriam primeiro ficam com tensões residuais de compressão e as que resfriam mais tarde ficam com tensões residuais de tração (Figura 41).

As tensões residuais constituem, por definição, um campo de tensões auto equilibrado, ou seja, possuem resultantes de força e momento nulas (REIS e CAMOTIM, 2001).

Diversos modelos têm sido propostos para representar a distribuição das tensões residuais nas seções transversais dos perfis de aço, porém na literatura não se identificou um modelo que tenha apresentado resultados consistentes para vigas alveolares, visto que o único trabalho encontrado sobre o estudo das tensões residuais em perfis celulares e castelados (SONCK, 2014), apresentou resultados inconclusivos.

Além disso, Silveira (2011) observou que a influência das tensões residuais é irrelevante nos casos em que a falha se dá por plastificação da seção, não promovendo alterações consideráveis nos resultados obtidos na análise numérica. Sendo assim, as tensões residuais não foram consideradas nos modelos estudados neste trabalho.

Figura 41 - Distribuição típica de tensões residuais em perfil I laminado (Grilo, 2018).



### 3.2.6 Tipo de elemento e refinamento da malha

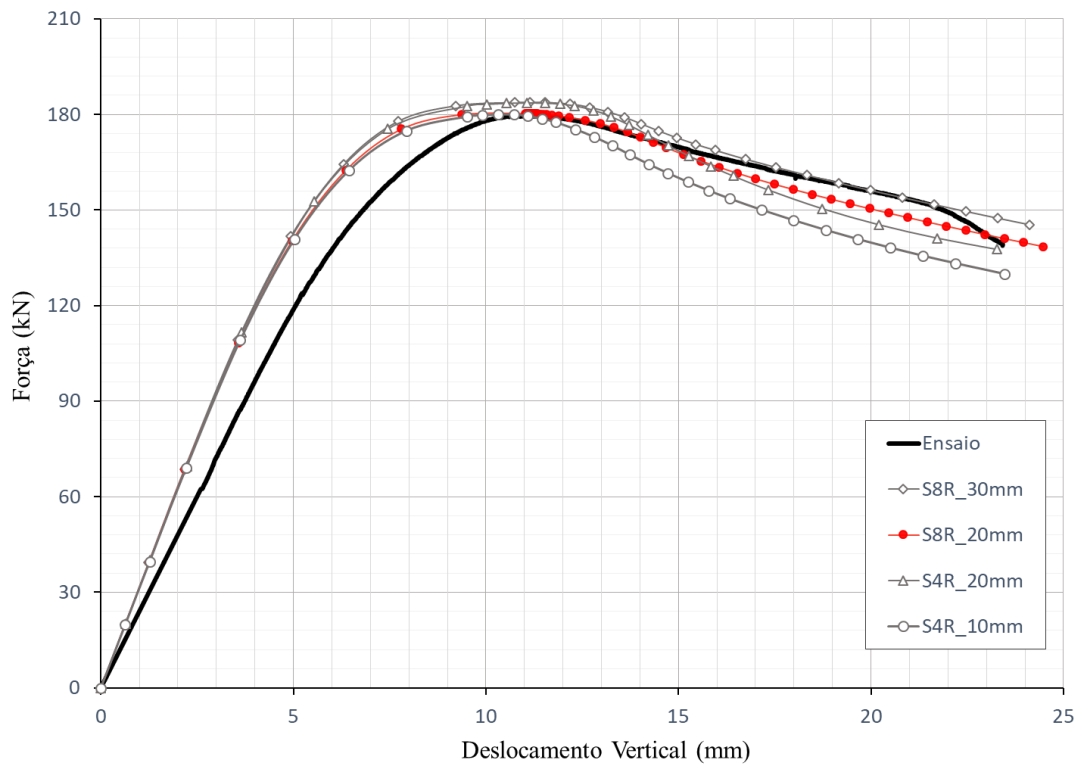
Para definir os elementos do modelo, foi realizado um estudo variando-se o tamanho e o tipo do elemento, a fim de fornecer um equilíbrio entre precisão e custo computacional.

Foram analisados elementos do tipo S4R e S8R, com diferentes tamanhos. Para os modelos com elementos do tipo S4R, a malha com dimensão de 10 mm apresentou resultados muito próximos em relação à força máxima, sem aumento significativo no tempo de processamento.

Nos modelos utilizando elementos do tipo S8R (Figura 43), verificou-se que a malha formada por elementos de 20 mm apresentou resultados também satisfatórios, em relação à força máxima experimental, e com tempo de análise próximo ao modelo com elemento do tipo S4R de 10 mm.

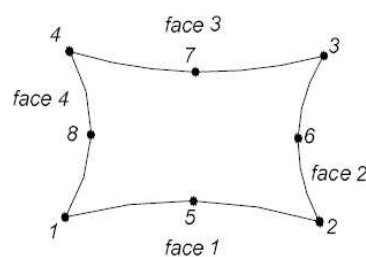
Para a definição do tipo de malha a ser adotada nos modelos, foram avaliadas as curvas de carregamento *versus* deslocamento, apresentadas na Figura 42. De acordo com as curvas analisadas, a malha formada por elementos do tipo S8R com dimensão máxima de 20 mm apresentou resultados mais próximos à curva experimental.

Figura 42 – Estudo de objetividade da malha: curvas Força-deslocamento da viga A2 ensaiada por Vieira (2015a).



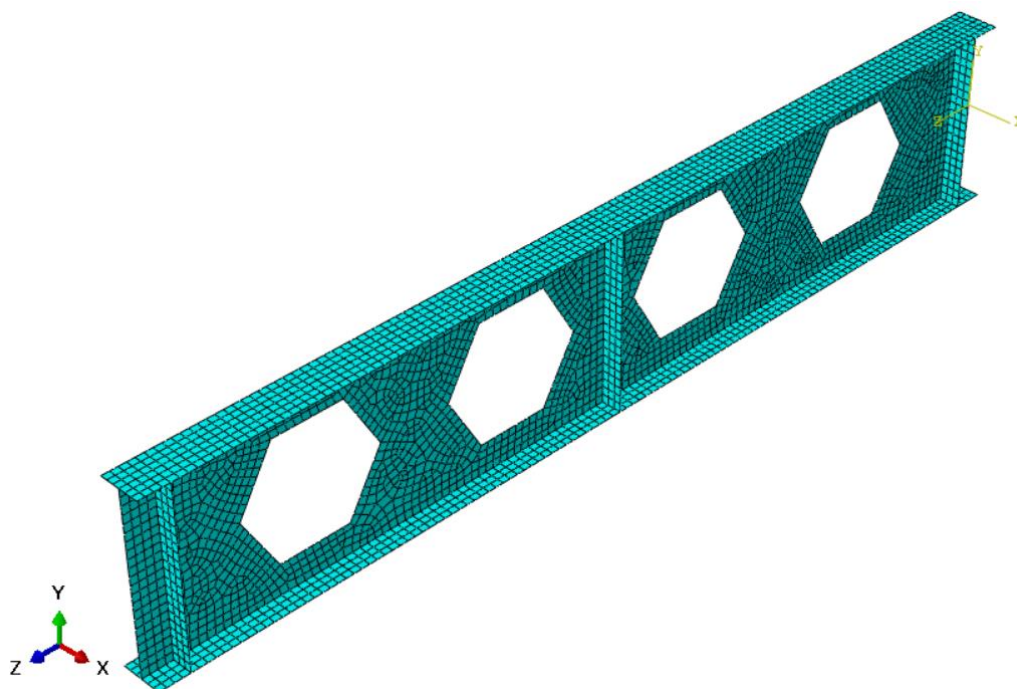
Nos modelos desenvolvidos neste trabalho, foi utilizada uma malha não-estruturada, com elementos do tipo S8R (Figura 43) com dimensões máximas de 20 mm. Esses elementos possuem oito nós e integração reduzida, onde cada nó apresenta seis graus de liberdade, sendo três translações e três rotações.

Figura 43 - Elemento de casca do tipo S8R.



Neste trabalho optou-se por utilizar malha livre, cuja geração é mais simples e rápida, sem prejuízo da qualidade dos resultados em comparação com um modelo similar com malha estruturada (NEVES, 2018). Na Figura 44 apresenta-se uma viga modelada com a malha de elementos finitos utilizada. Optou-se por ativar a função *Quad-dominated* para a geração de malha no *software* ABAQUS, de forma a facilitar a adequação da malha à geometria do modelo. Ao ativar essa função, o gerador de malha do programa incorpora, de maneira automática, alguns elementos triangulares do tipo STRI65.

Figura 44 - Representação da malha de elementos finitos em viga ensaiada por Vieira (2015a).



### 3.2.7 Validação do modelo numérico em temperatura ambiente

Para validar o modelo numérico desenvolvido, foram simulados numericamente os experimentos com vigas casteladas realizados por Toprac e Cooke (1959) e Vieira (2015a). Do programa experimental de Vieira (2015a), foi considerada apenas a viga A2, pois foi a única que apresentou o modo de falha por mecanismo Vierendeel, enquanto os demais modelos ensaiados falharam por flambagem do montante de alma. Na Tabela 4, são apresentadas as características dos perfis e a geometria das aberturas para todas as nove vigas casteladas consideradas.

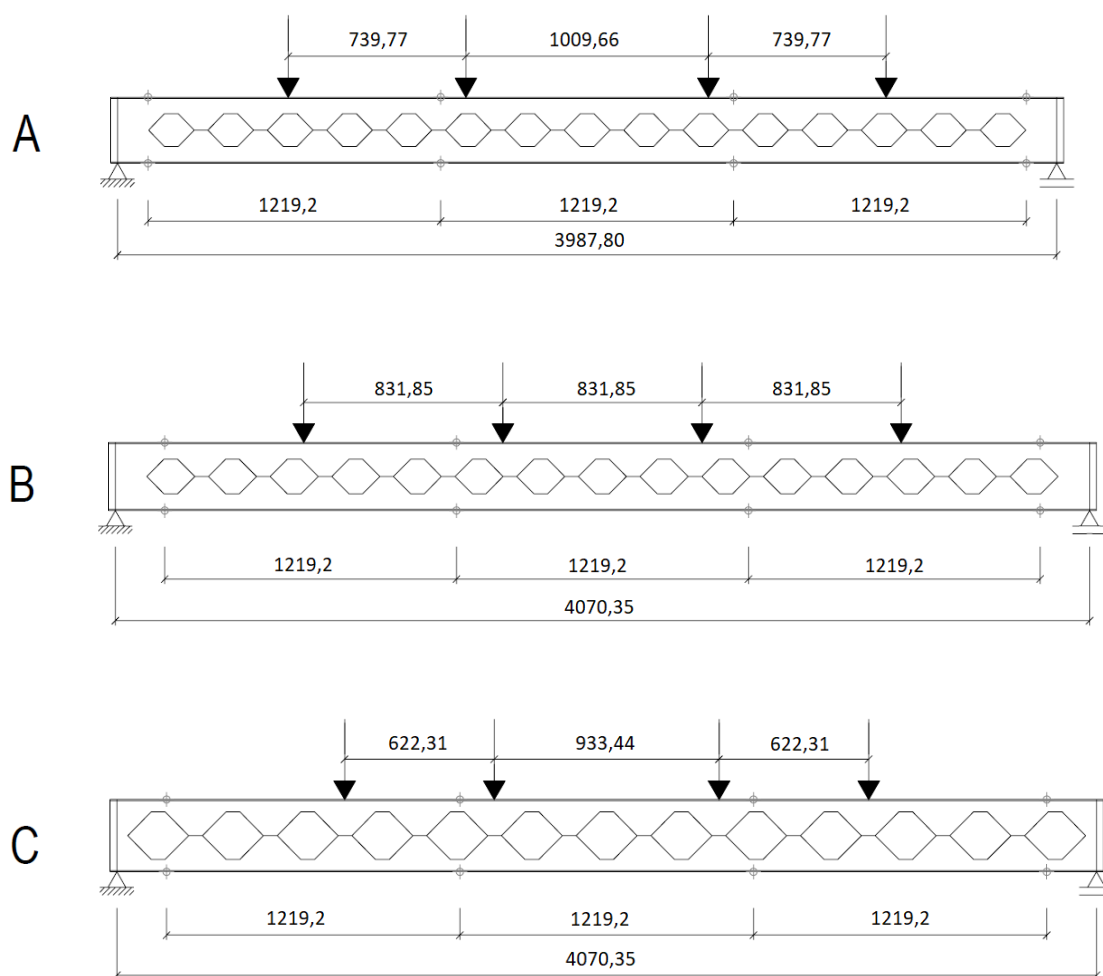
Tabela 4 - Características dos perfis e geometria das aberturas das vigas ensaiadas por Vieira (2015a) e Toprac e Cooke (1959).

<b>Autor</b>	<b>Modelo</b>	$d_g$ (mm)	$b_f$ (mm)	$h_t$ (mm)	$t_f$ (mm)	$t_w$ (mm)	$t_s$ (mm)	$b_w$ (mm)	$h_o$ (mm)	$p$ (mm)	$\phi$ (graus)	$f_y$ (MPa)
Vieira (2015)	A2	450,90	101,80	76,45	6,10	5,10	6,85	176,50	298,00	524,80	60	345,00
	A	266,70	101,60	66,80	5,13	4,57	4,70	57,15	133,10	247,40	45	274,14
	B	281,94	101,60	60,20	5,08	4,50	5,10	57,15	161,54	275,84	45	274,14
	C	297,94	100,33	50,80	5,13	4,83	4,70	57,15	196,34	310,64	45	274,14
Toprac e Cooke (1959)	D	312,42	101,60	43,94	5,08	4,34	4,27	57,15	224,54	338,84	45	290,10
	E	330,96	100,33	33,02	5,10	4,70	4,40	57,15	264,92	379,22	45	290,10
	F	297,18	99,06	50,80	5,08	4,70	4,70	76,20	195,58	347,98	45	290,10
	G	330,20	100,33	33,02	5,18	4,72	4,70	76,20	264,16	416,56	45	296,41
	H	295,91	100,33	50,80	5,16	4,44	4,42	38,10	194,31	270,51	45	296,41

Nos modelos numéricos desenvolvidos referentes aos ensaios de Toprac e Cooke (1959), a imperfeição inicial adotada foi de 1% da altura total expandida, conforme item 3.2.3. Porém, no modelo numérico da Viga A2, ensaiada por Vieira (2015a), foi adotado o valor da imperfeição medida de 2,32 mm.

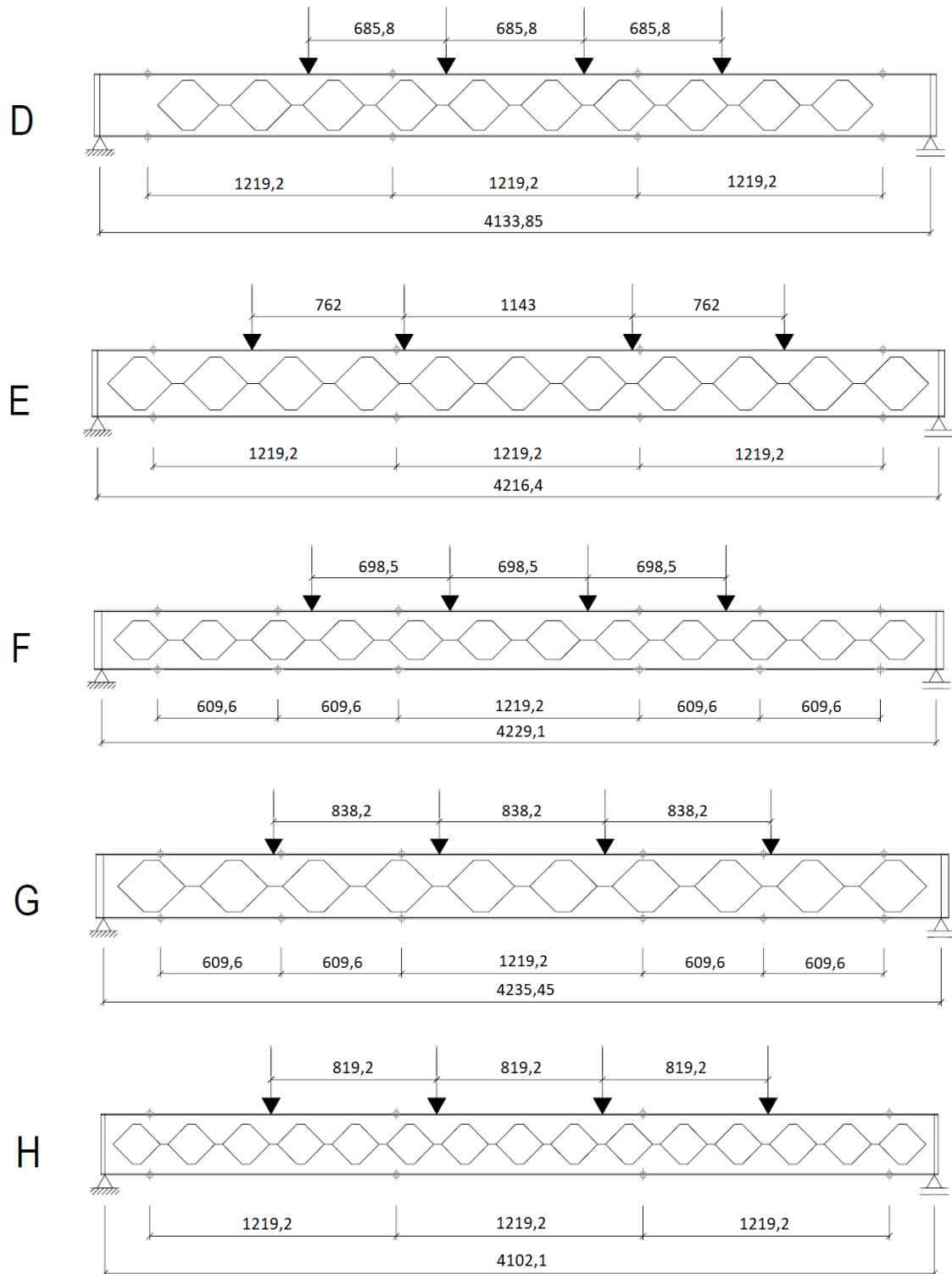
As vigas foram modeladas conforme registro dos ensaios reproduzidos. Nos modelos numéricos de Toprac e Cooke (1959), as vigas foram consideradas biapoiadas com deslocamento longitudinal impedido e travamentos laterais conforme a Figura 45 e a Figura 46. As vigas foram carregadas em quatro pontos equidistantes, para simular aproximadamente um carregamento distribuído. Foram modelados enrijecedores de alma nas regiões dos apoios e, em algumas vigas, nas posições das forças concentradas, conforme registros na literatura indicada.

Figura 45 - Geometria das vigas A, B e C ensaiadas por Toprac e Cooke (1959).  
(Dimensões em milímetros)



Fonte: Adaptado de Silveira (2011)

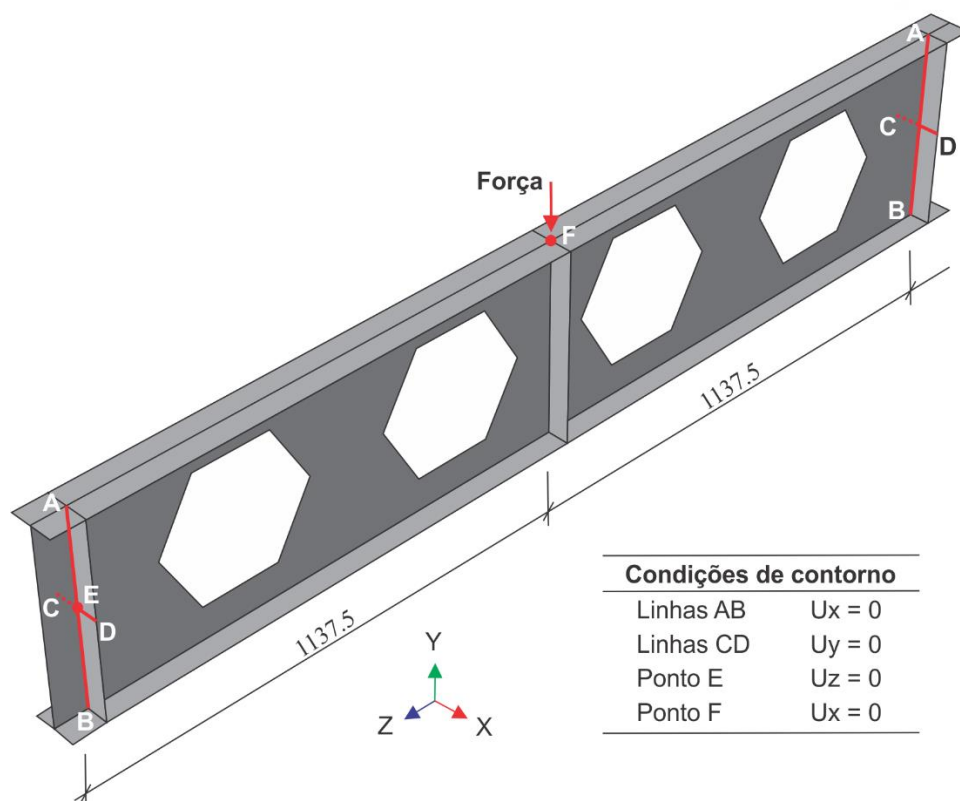
Figura 46 - Geometria das vigas D, E, F, G e H ensaiadas por Toprac e Cooke (1959).



Fonte: Adaptado de Silveira (2011)

Nos apoios do modelo da Viga A2, ensaiada por Vieira (2015a), foram considerados vínculos do tipo garfo, com impedimento do deslocamento longitudinal em um deles. Foram modelados enrijecedores nas regiões dos apoios e na posição central sob a força concentrada. Na Figura 47 são apresentadas as condições de contorno e o carregamento adotados no modelo da Viga A2.

Figura 47 - Condições de contorno e carregamento do modelo da Viga A2 ensaiada por Vieira (2015a).



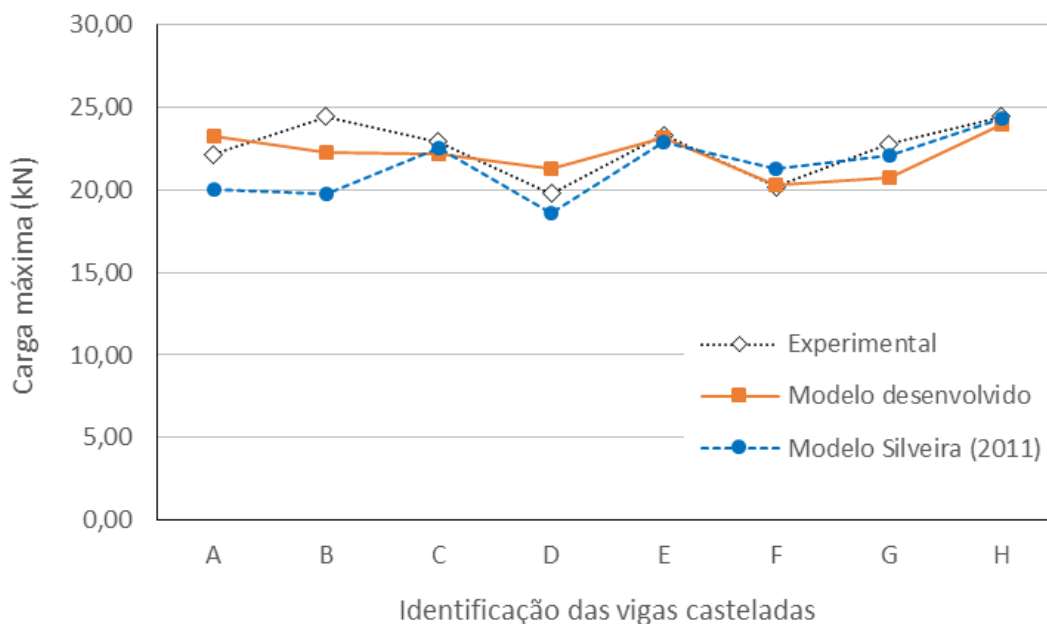
Na Tabela 5, são apresentados os resultados obtidos com o modelo numérico desenvolvido em comparação com os resultados experimentais. Observa-se que a relação entre a força última do modelo numérico e a experimental ( $P_{num}/P_{exp}$ ) varia de 0,91 a 1,07 com um valor médio de 0,99 e desvio padrão de 0,05. Estes resultados demonstram que o modelo de elementos finitos proposto é capaz de prever com boa precisão a força final.

Tabela 5 - Comparação dos resultados experimentais e numéricos.

Autor	Modelo	$P_{exp}$ (kN)	$P_{num}$ (kN)	$P_{num}/P_{exp}$
Vieira (2015)	A2	179,68	180,24	1,00
Toprac e Cooke (1959)	A	22,18	23,26	1,05
	B	24,46	22,29	0,91
	C	22,91	22,17	0,97
	D	19,79	21,26	1,07
	E	23,35	23,15	0,99
	F	20,18	20,35	1,01
	G	22,80	20,76	0,91
	H	24,46	23,97	0,98
Média				0,99
Desvio padrão				0,05
Coeficiente de variação				5,24%

Os resultados numéricos dos ensaios experimentais realizados por Toprac e Cooke (1959), obtidos através do modelo desenvolvido nesse trabalho, foram comparados também com os resultados numéricos de Silveira (2011). A partir dos dados apresentados na Figura 48, pode-se observar que o modelo proposto nesse estudo apresentou um avanço em comparação com o modelo numérico desenvolvido por Silveira (2011).

Figura 48 - Comparação da carga última obtida para os modelos numéricos e para os experimentos de Toprac e Cooke (1959).



Na Figura 49 e na Figura 50 são apresentadas as respostas dos modelos numéricos e a correspondência com os resultados dos ensaios apresentados por Vieira (2015a). Observa-se que o modelo numérico representa de forma adequada o fenômeno verificado nas vigas durante o ensaio.

Figura 49 - Alvéolo deformado da Viga A2: (a) experimento de Vieira (2015a); (b) modelo numérico.

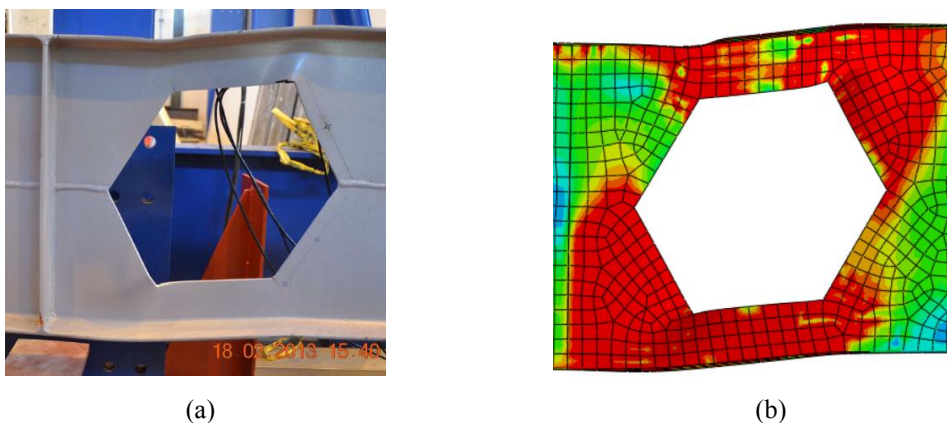
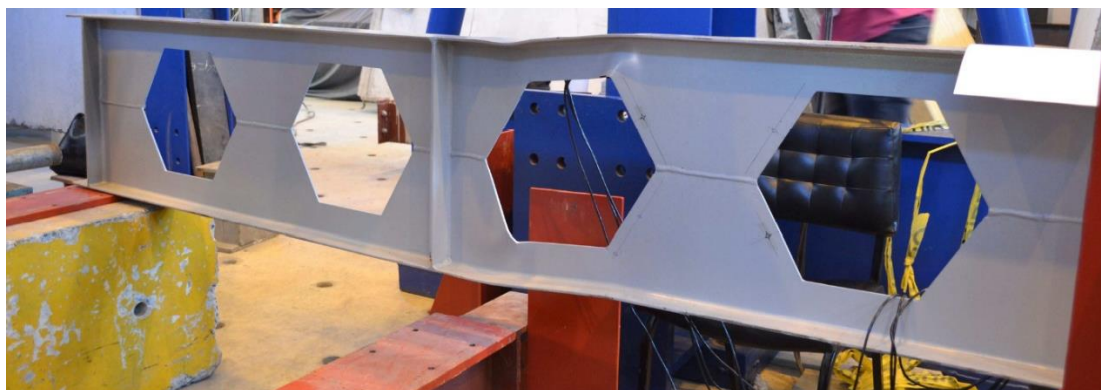
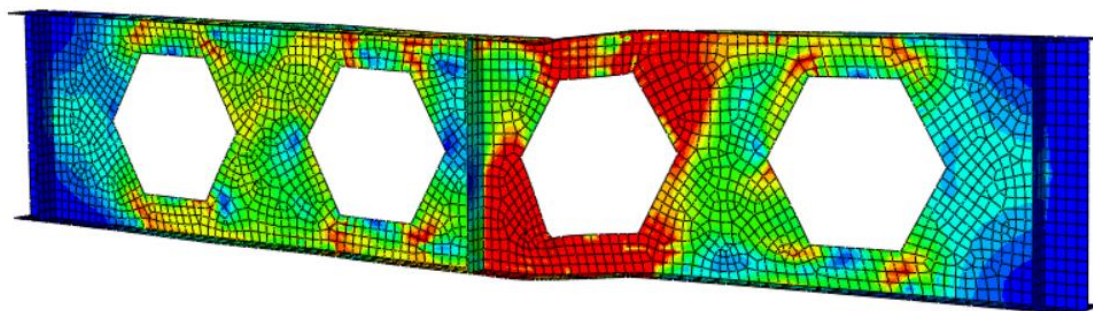


Figura 50 - Aspecto da viga A2, após o ensaio: (a) Vieira (2015a); (b) modelo numérico.



(a)



(b)

Com base nos resultados apresentados, considerou-se validado o modelo numérico desenvolvido.

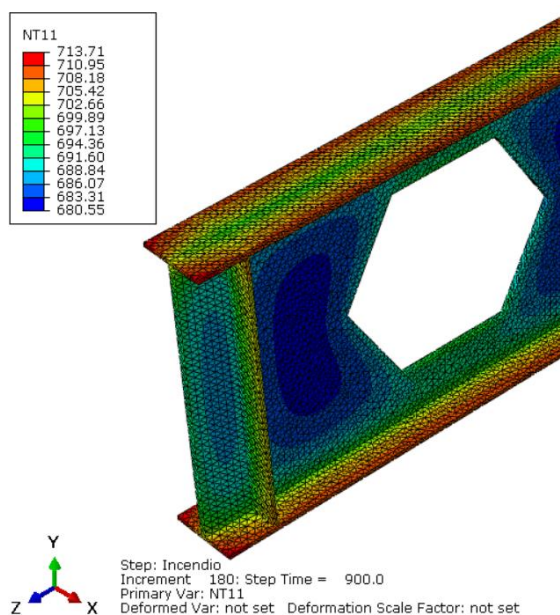
### 3.2.8 Validação da hipótese de isotermita dos perfis de aço

A fim de verificar a hipótese de isotermita dos perfis de aço em temperatura elevada, foi realizada uma análise térmica, utilizando o *software* ABAQUS. A viga A2, ensaiada por Vieira (2015a), foi modelada utilizando-se elementos sólidos tetraédricos quadráticos de dez nós (DC3D10) com dimensão média de 10mm, exposta a incêndio em todas as faces. Nesse estudo foi adotado um modelo 3D, pois permite avaliar a variação da temperatura na espessura do perfil.

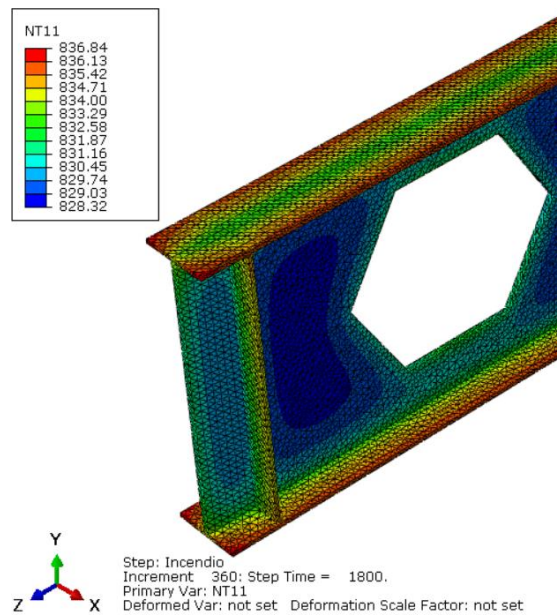
As propriedades térmicas do aço foram consideradas variáveis com a temperatura, conforme item 2.4.5, com temperatura inicial de 20°C. Adotou-se para o coeficiente de transferência de calor por convecção o valor de 25 W/m<sup>2</sup> °C e emissividade resultante igual a 0,7; de acordo a ABNT NBR 14323:2012.

Os resultados da análise térmica da viga A2 aos 15, 30, 45 e 60 minutos de incêndio estão representados na Figura 51.

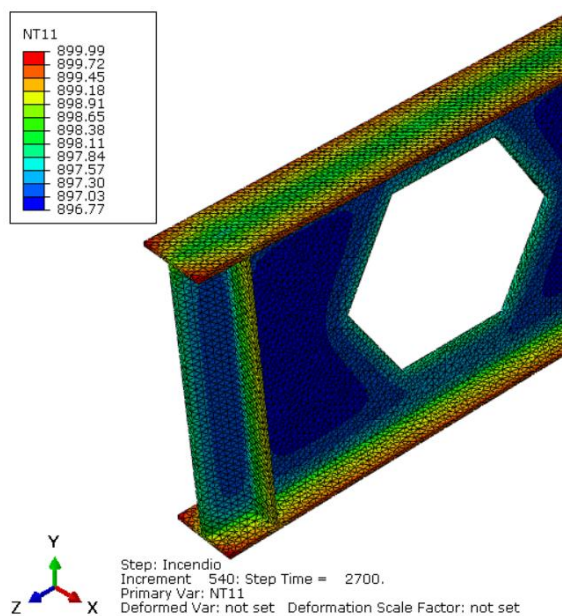
Figura 51 - Resultados da análise térmica da Viga A2.



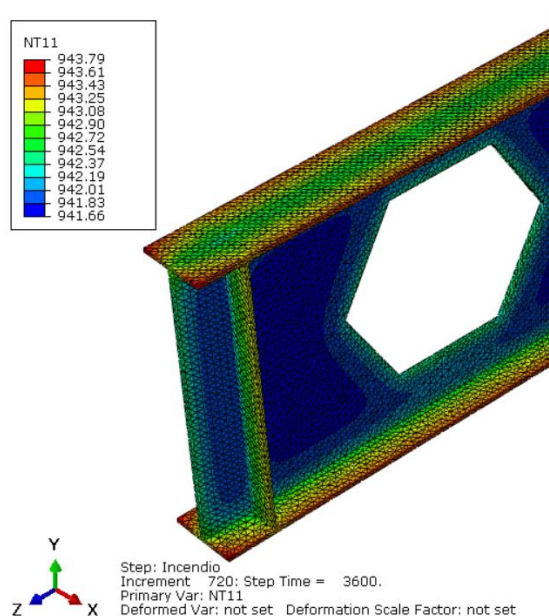
a) Viga A2 – Tempo de incêndio = 15 min.



b) Viga A2 – Tempo de incêndio = 30 min.



a) Viga A2 – Tempo de incêndio = 45 min.



b) Viga A2 – Tempo de incêndio = 60 min.

Pode-se observar que a temperatura da viga estudada é praticamente homogênea em toda a sua altura e com diferença não significativa em relação à temperatura das mesas. Além disso, nota-se que aos 15 minutos de incêndio as temperaturas do perfil já estão próximas a 700°C, o que representa uma degradação expressiva das propriedades do aço, conforme

o item 2.3.4.1. Neste caso, seria necessário o uso de revestimento contra fogo, o que retardaria o processo de transferência de calor e conseqüentemente ocasionaria uma distribuição ainda mais homogênea de temperatura no perfil (WANG *et al.*, 2016).

Com base nos resultados, foram adotadas neste trabalho condições isotérmicas de temperatura no perfil nas análises mecânicas em temperatura elevada. Essa simplificação também foi validada e adotada nos trabalhos de Vimonsatit *et al.* (2007), Camargo (2010) e Justino (2018).

### **3.3 Vigas analisadas**

Com o objetivo de avaliar o comportamento das vigas de aço casteladas foram adotados perfis com diferentes esbeltezes de alma ( $\lambda=h/t_w$ ), sendo eles: W410x38,8 ( $\lambda= 59,6$ ), W310x23,8 ( $\lambda= 52,1$ ), W410x60 ( $\lambda= 49,5$ ), W200x15 ( $\lambda= 44,1$ ), W460x89 ( $\lambda= 40,7$ ), W410x85 ( $\lambda= 34,9$ ). Esses perfis foram escolhidos por cobrirem a faixa de esbeltez de alma dos perfis I laminados fabricados no Brasil, nos Estados Unidos e na Europa, cujo limite superior, para todos esses países, é de aproximadamente 60. Ressalta-se que a esbeltez de alma considerada aqui refere-se ao perfil original.

Para cada esbeltez, foram considerados os três padrões de castelação comuns, Litzka, Peiner e Anglo-saxão. Para cada padrão estudado, foram modeladas vigas com vão de 3 metros, visando verificar os modos de falha por mecanismo Vierendeel e escoamento do montante, e vigas com relação vão/altura igual a 20, com o objetivo de analisar a falha por formação de rótula plástica no centro do vão. Na Tabela 6 são apresentadas as características geométricas das vigas estudadas.

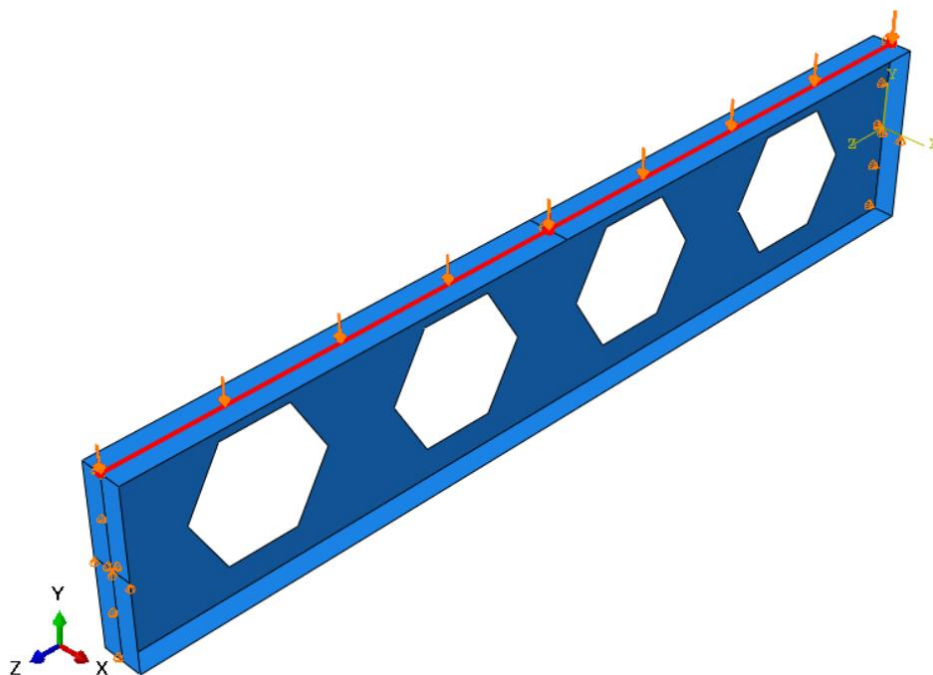
Tabela 6 - Características geométricas das vigas estudadas.

<b>Perfil original</b>	<b>Identificação</b>	<b>Padrão</b>	<b>L (mm)</b>	<b>Relação L/dg</b>	<b>k</b>	<b>dg (mm)</b>	<b>bf (mm)</b>	<b>tf (mm)</b>	<b>tw (mm)</b>
W410x38,8	W410x38,8_LZ_3	Litzka	3000	5,01	1,5	599	140	8,8	6,4
	W410x38,8_LZ_20	Litzka	11970	20	1,5	599	140	8,8	6,4
	W410x38,8_PN_3	Peiner	3000	5,01	1,5	599	140	8,8	6,4
	W410x38,8_PN_20	Peiner	11970	20	1,5	599	140	8,8	6,4
	W410x38,8_AS_3	Anglo-saxão	3000	5,01	1,5	599	140	8,8	6,4
	W410x38,8_AS_20	Anglo-saxão	11970	20	1,5	599	140	8,8	6,4
W310x23,8	W310x23,8_LZ_3	Litzka	3000	6,56	1,5	458	101	6,7	5,6
	W310x23,8_LZ_20	Litzka	9150	20	1,5	458	101	6,7	5,6
	W310x23,8_PN_3	Peiner	3000	6,56	1,5	458	101	6,7	5,6
	W310x23,8_PN_20	Peiner	9150	20	1,5	458	101	6,7	5,6
	W310x23,8_AS_3	Anglo-saxão	3000	6,56	1,5	458	101	6,7	5,6
	W310x23,8_AS_20	Anglo-saxão	9150	20	1,5	458	101	6,7	5,6
W410x60	W410x60_LZ_3	Litzka	3000	4,91	1,5	611	178	12,8	7,7
	W410x60_LZ_20	Litzka	12210	20	1,5	611	178	12,8	7,7
	W410x60_PN_3	Peiner	3000	4,91	1,5	611	178	12,8	7,7
	W410x60_PN_20	Peiner	12210	20	1,5	611	178	12,8	7,7
	W410x60_AS_3	Anglo-saxão	3000	4,91	1,5	611	178	12,8	7,7
	W410x60_AS_20	Anglo-saxão	12210	20	1,5	611	178	12,8	7,7
W200x15	W200x15_LZ_3	Litzka	3000	10,00	1,5	300	100	5,2	4,3
	W200x15_LZ_20	Litzka	6000	20	1,5	300	100	5,2	4,3
	W200x15_PN_3	Peiner	3000	10,00	1,5	300	100	5,2	4,3
	W200x15_PN_20	Peiner	6000	20	1,5	300	100	5,2	4,3
	W200x15_AS_3	Anglo-saxão	3000	10,00	1,5	300	100	5,2	4,3
	W200x15_AS_20	Anglo-saxão	6000	20	1,5	300	100	5,2	4,3
W460x89	W460x89_LZ_3	Litzka	3000	4,32	1,5	695	192	17,7	10,5
	W460x89_LZ_20	Litzka	13890	20	1,5	695	192	17,7	10,5
	W460x89_PN_3	Peiner	3000	4,32	1,5	695	192	17,7	10,5
	W460x89_PN_20	Peiner	13890	20	1,5	695	192	17,7	10,5
	W460x89_AS_3	Anglo-saxão	3000	4,32	1,5	695	192	17,7	10,5
	W460x89_AS_20	Anglo-saxão	13890	20	1,5	695	192	17,7	10,5
W410x85	W410x85_LZ_3	Litzka	3000	4,80	1,5	626	181	18,2	10,9
	W410x85_LZ_20	Litzka	12510	20	1,5	626	181	18,2	10,9
	W410x85_PN_3	Peiner	3000	4,80	1,5	626	181	18,2	10,9
	W410x85_PN_20	Peiner	12510	20	1,5	626	181	18,2	10,9
	W410x85_AS_3	Anglo-saxão	3000	4,80	1,5	626	181	18,2	10,9
	W410x85_AS_20	Anglo-saxão	12510	20	1,5	626	181	18,2	10,9

Em situação de incêndio, as propriedades mecânicas do aço sofrem degradação, conforme comentado anteriormente. Sendo assim, nas análises numéricas em temperatura elevada, um carregamento concentrado poderia provocar problemas com concentração de tensão devido à redução dessas propriedades. Deste modo, para realização das análises numéricas deste trabalho adotou-se um carregamento uniformemente distribuído ao longo do eixo longitudinal, sobre a mesa superior, com o objetivo de evitar possíveis complicações numéricas. O carregamento distribuído foi aplicado no ABAQUS na forma

de uma pressão atuando sobre a mesa em uma área com largura igual à espessura da alma, conforme a Figura 52.

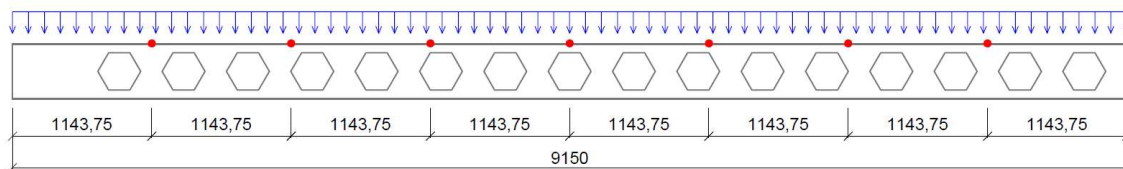
Figura 52 - Carregamento distribuído aplicado nas vigas analisadas em forma de pressão.



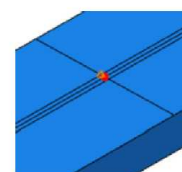
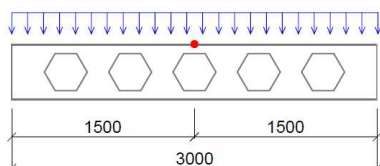
Com o objetivo de evitar o colapso por flambagem lateral com torção, foram adotados pontos de contenção lateral na mesa superior dos modelos, que tende a se tornar instável devido ao esforço de compressão na flexão. A distribuição dos pontos de contenção pode ser observada na Figura 53. Nas vigas com relação vão/altura igual a 20 foram posicionados 7 pontos de contenção ao longo do vão, e nas vigas com comprimento igual a 3 metros adotou-se um ponto de contenção no centro do vão. Os enrijecedores foram posicionados nas extremidades das vigas.

Figura 53 - Pontos de contenção adotados na mesa superior dos modelos analisados.

VIGA W310x23,8\_LZ\_20



VIGA W310x23,8\_LZ\_3



● PONTOS DE CONTENÇÃO LATERAL

As análises foram realizadas em temperatura ambiente (20 °C), e a 400°C, 500°C, 600°C e 700°C, totalizando 180 vigas (Tabela 7). Em temperaturas menores que 400°C o aço se comporta de maneira similar à temperatura ambiente, em termos de plastificação, e em temperaturas maiores de 700°C o aço começa a sofrer uma degradação expressiva de suas propriedades, como se pode observar na Tabela 8.

Tabela 7 - Relação dos modelos numéricos analisados.

Perfil original	Modelo				
	Temperatura 20°C	Temperatura 400°C	Temperatura 500°C	Temperatura 600°C	Temperatura 700°C
W410x38,8	W410x38,8_LZ_3	W410x38,8_LZ_3_400	W410x38,8_LZ_3_500	W410x38,8_LZ_3_600	W410x38,8_LZ_3_700
	W410x38,8_LZ_20	W410x38,8_LZ_20_400	W410x38,8_LZ_20_500	W410x38,8_LZ_20_600	W410x38,8_LZ_20_700
	W410x38,8_PN_3	W410x38,8_PN_3_400	W410x38,8_PN_3_500	W410x38,8_PN_3_600	W410x38,8_PN_3_700
	W410x38,8_PN_20	W410x38,8_PN_20_400	W410x38,8_PN_20_500	W410x38,8_PN_20_600	W410x38,8_PN_20_700
	W410x38,8_AS_3	W410x38,8_AS_3_400	W410x38,8_AS_3_500	W410x38,8_AS_3_600	W410x38,8_AS_3_700
	W410x38,8_AS_20	W410x38,8_AS_20_400	W410x38,8_AS_20_500	W410x38,8_AS_20_600	W410x38,8_AS_20_700
W310x23,8	W310x23,8_LZ_3	W310x23,8_LZ_3_400	W310x23,8_LZ_3_500	W310x23,8_LZ_3_600	W310x23,8_LZ_3_700
	W310x23,8_LZ_20	W310x23,8_LZ_20_400	W310x23,8_LZ_20_500	W310x23,8_LZ_20_600	W310x23,8_LZ_20_700
	W310x23,8_PN_3	W310x23,8_PN_3_400	W310x23,8_PN_3_500	W310x23,8_PN_3_600	W310x23,8_PN_3_700
	W310x23,8_PN_20	W310x23,8_PN_20_400	W310x23,8_PN_20_500	W310x23,8_PN_20_600	W310x23,8_PN_20_700
	W310x23,8_AS_3	W310x23,8_AS_3_400	W310x23,8_AS_3_500	W310x23,8_AS_3_600	W310x23,8_AS_3_700
	W310x23,8_AS_20	W310x23,8_AS_20_400	W310x23,8_AS_20_500	W310x23,8_AS_20_600	W310x23,8_AS_20_700
W410x60	W410x60_LZ_3	W410x60_LZ_3_400	W410x60_LZ_3_500	W410x60_LZ_3_600	W410x60_LZ_3_700
	W410x60_LZ_20	W410x60_LZ_20_400	W410x60_LZ_20_500	W410x60_LZ_20_600	W410x60_LZ_20_700
	W410x60_PN_3	W410x60_PN_3_400	W410x60_PN_3_500	W410x60_PN_3_600	W410x60_PN_3_700
	W410x60_PN_20	W410x60_PN_20_400	W410x60_PN_20_500	W410x60_PN_20_600	W410x60_PN_20_700
	W410x60_AS_3	W410x60_AS_3_400	W410x60_AS_3_500	W410x60_AS_3_600	W410x60_AS_3_700
	W410x60_AS_20	W410x60_AS_20_400	W410x60_AS_20_500	W410x60_AS_20_600	W410x60_AS_20_700
W200x15	W200x15_LZ_3	W200x15_LZ_3_400	W200x15_LZ_3_500	W200x15_LZ_3_600	W200x15_LZ_3_700
	W200x15_LZ_20	W200x15_LZ_20_400	W200x15_LZ_20_500	W200x15_LZ_20_600	W200x15_LZ_20_700
	W200x15_PN_3	W200x15_PN_3_400	W200x15_PN_3_500	W200x15_PN_3_600	W200x15_PN_3_700
	W200x15_PN_20	W200x15_PN_20_400	W200x15_PN_20_500	W200x15_PN_20_600	W200x15_PN_20_700
	W200x15_AS_3	W200x15_AS_3_400	W200x15_AS_3_500	W200x15_AS_3_600	W200x15_AS_3_700
	W200x15_AS_20	W200x15_AS_20_400	W200x15_AS_20_500	W200x15_AS_20_600	W200x15_AS_20_700
W460x89	W460x89_LZ_3	W460x89_LZ_3_400	W460x89_LZ_3_500	W460x89_LZ_3_600	W460x89_LZ_3_700
	W460x89_LZ_20	W460x89_LZ_20_400	W460x89_LZ_20_500	W460x89_LZ_20_600	W460x89_LZ_20_700
	W460x89_PN_3	W460x89_PN_3_400	W460x89_PN_3_500	W460x89_PN_3_600	W460x89_PN_3_700
	W460x89_PN_20	W460x89_PN_20_400	W460x89_PN_20_500	W460x89_PN_20_600	W460x89_PN_20_700
	W460x89_AS_3	W460x89_AS_3_400	W460x89_AS_3_500	W460x89_AS_3_600	W460x89_AS_3_700
	W460x89_AS_20	W460x89_AS_20_400	W460x89_AS_20_500	W460x89_AS_20_600	W460x89_AS_20_700
W410x85	W410x85_LZ_3	W410x85_LZ_3_400	W410x85_LZ_3_500	W410x85_LZ_3_600	W410x85_LZ_3_700
	W410x85_LZ_20	W410x85_LZ_20_400	W410x85_LZ_20_500	W410x85_LZ_20_600	W410x85_LZ_20_700
	W410x85_PN_3	W410x85_PN_3_400	W410x85_PN_3_500	W410x85_PN_3_600	W410x85_PN_3_700
	W410x85_PN_20	W410x85_PN_20_400	W410x85_PN_20_500	W410x85_PN_20_600	W410x85_PN_20_700
	W410x85_AS_3	W410x85_AS_3_400	W410x85_AS_3_500	W410x85_AS_3_600	W410x85_AS_3_700
	W410x85_AS_20	W410x85_AS_20_400	W410x85_AS_20_500	W410x85_AS_20_600	W410x85_AS_20_700

Para as análises mecânicas em temperatura elevada, foram consideradas condições isotérmicas de temperatura em todo o perfil, aplicando-se, no modelo desenvolvido em temperatura ambiente, os coeficientes de redução do módulo de elasticidade ( $k_{E,\theta}$ ) e da resistência de escoamento ( $k_{y,\theta}$ ) para cada temperatura estudada, de acordo com a ABNT NBR 14323:2012 (Tabela 8).

Tabela 8 - Variação das propriedades do aço nas temperaturas estudadas.

Temperatura ( $\theta$ )	$k_{y,\theta}$	$k_{E,\theta}$	$f_{y,\theta}$ (MPa)	$E_{a,\theta}$ (GPa)
20 °C	1,00	1,00	345,00	200
400 °C	1,00	0,70	345,00	140
500 °C	0,78	0,60	269,10	120
600 °C	0,47	0,31	162,15	62
700 °C	0,23	0,13	79,35	26

### 3.4 Resultados numéricos em temperatura ambiente

Na sequência são apresentados os resultados obtidos a partir das análises numéricas das vigas casteladas em temperatura ambiente (20°C), com carregamento distribuído conforme a Figura 52. Para melhor organização dos dados, as análises foram divididas em dois grupos: vigas com relação vão/altura igual a 20 e vigas com vão de 3 metros.

#### 3.4.1 Vigas com relação vão/altura igual a 20

Para as vigas com relação vão/altura igual a 20, observa-se que o modo de falha verificado em todos os modelos com carregamento distribuído foi a formação de mecanismo plástico devido à ação do momento fletor (ver Tabela 9).

Tabela 9 - Resultados da simulação numérica em temperatura ambiente das vigas com relação vão/altura igual a 20.

Perfil	Modelo	L (mm)	Relação L/dg	Numérico (20° C)	
				P <sub>MEF, 20°C</sub> (kN)	Modo de falha observado
W410x38,8	W410x38,8_LZ_20	11970	20	233,14	FMP
	W410x38,8_PN_20	11970	20	233,88	FMP
	W410x38,8_AS_20	11970	20	234,42	FMP
W310x23,8	W310x23,8_LZ_20	9150	20	137,01	FMP
	W310x23,8_PN_20	9150	20	136,26	FMP
	W310x23,8_AS_20	9150	20	136,62	FMP
W410x60	W410x60_LZ_20	12210	20	387,52	FMP
	W410x60_PN_20	12210	20	388,69	FMP
	W410x60_AS_20	12210	20 </td <td>390,10</td> <td>FMP</td>	390,10	FMP
W200x15	W200x15_LZ_20	6000	20	92,84	FMP
	W200x15_PN_20	6000	20	93,22	FMP
	W200x15_AS_20	6000	20	93,51	FMP
W460x89	W460x89_LZ_20	13890	20	578,35	FMP
	W460x89_PN_20	13890	20	579,69	FMP
	W460x89_AS_20	13890	20	583,80	FMP
W410x85	W410x85_LZ_20	12510	20	554,00	FMP
	W410x85_PN_20	12510	20	555,40	FMP
	W410x85_AS_20	12510	20	557,07	FMP

FMP - Formação de mecanismo plástico devido ao momento fletor

Na Figura 54, na Figura 55 e na Figura 56, são apresentadas as distribuições de tensões de von Mises nas vigas padrões Litzka, Peiner e Anglo-saxão, respectivamente, no passo de carga correspondente ao carregamento máximo. Nota-se que, em todos os casos, o colapso ocorreu devido à formação de rótulas plásticas nos tês inferior e superior, como mencionado anteriormente.

Figura 54 – Distribuição de tensões na viga W310x23,8\_LZ\_20 para o carregamento máximo.

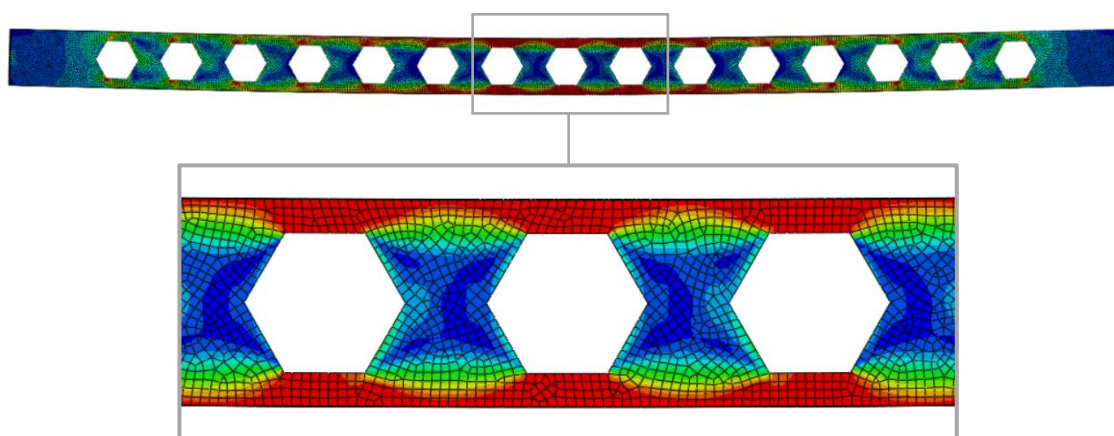


Figura 55 - Distribuição de tensões na viga W200x15\_PN\_20 para o carregamento máximo.

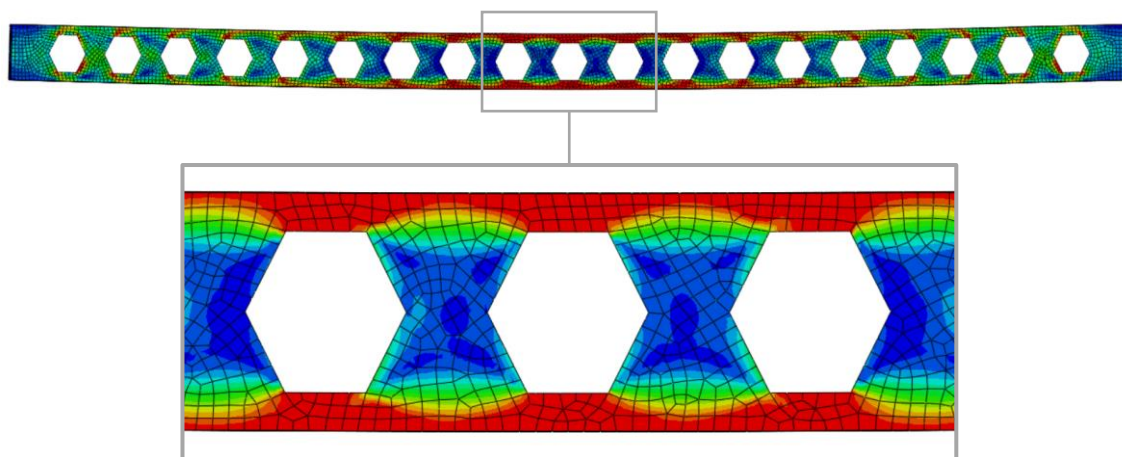
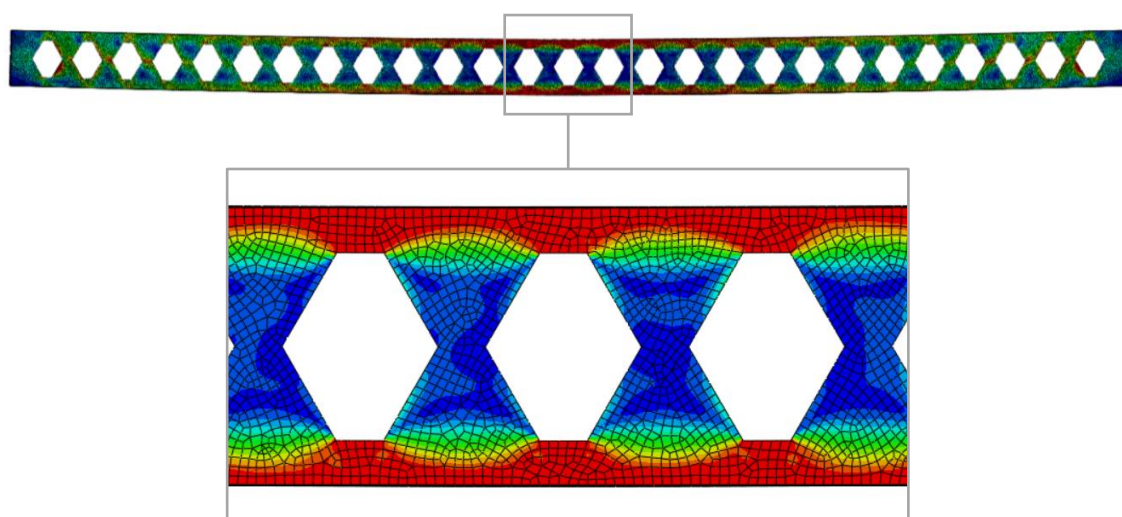
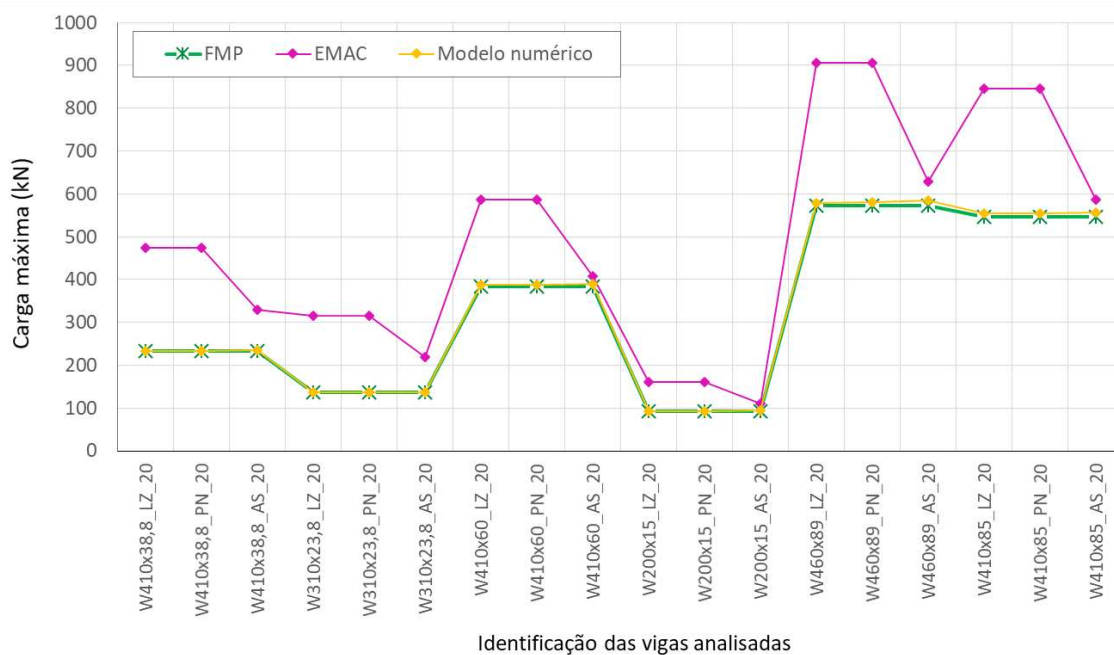


Figura 56 - Distribuição de tensões na viga W410x38,8\_AS\_20 para o carregamento máximo.



No gráfico da Figura 57 são apresentados os valores de força máxima obtidos na análise numérica em temperatura ambiente, como também os valores analíticos obtidos por meio das formulações existentes para verificação dos modos de falha por plastificação de vigas casteladas, apresentadas no item 2.7. Estão representados os resultados analíticos para os modos de falha por formação de mecanismo plástico (Eq. 29) e escoamento do montante de alma por cisalhamento (EMAC). Para o cálculo do EMAC foi utilizada a Eq. 39, proposta por Silveira (2011), que considera o efeito isolado da tensão de cisalhamento. O modelo desenvolvido por Grilo (2018), que considera o escoamento do montante devido a interação das tensões normais e de cisalhamento, não foi plotado no gráfico, pois foi desenvolvido para vigas celulares. Uma adaptação do modelo de Grilo (2018), para vigas casteladas, é apresentada no item 4.2.2.

Figura 57 - Resultados analíticos obtidos com as formulações existentes para os modos de falha por plastificação em vigas casteladas e resultados numéricos das vigas com relação vão/altura igual a 20.



Observa-se que a formulação desenvolvida para EMAC apresenta resultados iguais para os padrões Litzka e Peiner, porém para o padrão anglo-saxão, os resultados são consideravelmente inferiores, para um mesmo perfil. Em relação à formulação para FMP, verifica-se que a mesma não é influenciada pelo tipo de padrão, ou seja, para um mesmo perfil, os resultados obtidos com a formulação são iguais para os três padrões de castelação.

Os resultados apresentados na Figura 57 demonstram que, para vigas com relação vão/altura igual a 20 e carregamento distribuído, a formulação para verificação do modo de colapso por formação de mecanismo plástico (Eq. 29) apresenta boa correlação com os resultados numéricos. Concomitantemente, pode-se concluir também que o modelo numérico proposto é capaz de representar o fenômeno estudado.

Cabe ressaltar que, nos modelos numéricos desenvolvidos, a influência das tensões residuais não foi considerada, conforme item 3.2.5, sendo adotadas apenas as imperfeições geométricas.

A correlação dos resultados numéricos com os resultados analíticos corrobora a hipótese de que a influência das tensões residuais não é relevante nos casos de falha da viga por plastificação total da seção transversal na região da abertura.

### 3.4.2 Vigas com vão de 3 metros

De acordo com a Tabela 10, que apresenta os resultados numéricos para as vigas com vão de 3 metros em temperatura ambiente, observa-se que foram verificados diversos modos de falha, ocorrendo flambagem do montante de alma por compressão para a maior parte dos modelos. Esse modo de falha também foi verificado por Vieira (2011) para modelos com carregamento distribuído.

Tabela 10 - Resultados da simulação numérica em temperatura ambiente das vigas com vão igual a 3 metros.

Perfil	Modelo	L (mm)	Relação L/dg	Numérico (20° C)	
				P <sub>MEF, 20°C</sub> (kN)	Modo de falha observado
W410x38,8	W410x38,8_LZ_3	3000	5,0	309,55	FMAC
	W410x38,8_PN_3	3000	5,0	322,50	FMAC
	W410x38,8_AS_3	3000	5,0	275,64	FMAC
W310x23,8	W310x23,8_LZ_3	3000	6,6	259,70	FMAC
	W310x23,8_PN_3	3000	6,6	260,59	FMAC
	W310x23,8_AS_3	3000	6,6	228,44	FMAC
W410x60	W410x60_LZ_3	3000	4,9	630,36	FMAC
	W410x60_PN_3	3000	4,9	599,41	FMAC
	W410x60_AS_3	3000	4,9	519,38	FMAC
W200x15	W200x15_LZ_3	3000	10,0	153,92	FMP-V
	W200x15_PN_3	3000	10,0	164,91	FMP-V
	W200x15_AS_3	3000	10,0	154,63	FMAV
W460x89	W460x89_LZ_3	3000	4,3	1161,42	FMP-V + FMAC
	W460x89_PN_3	3000	4,3	1081,12	FMP-V + FMAC
	W460x89_AS_3	3000	4,3	1029,40	FMAC
W410x85	W410x85_LZ_3	3000	4,8	1326,34	FMP-V + FMAC
	W410x85_PN_3	3000	4,8	1160,92	FMP-V
	W410x85_AS_3	3000	4,8	1073,80	FMAC

FMP - Formação de mecanismo plástico devido ao momento fletor

FMP-V - Formação de mecanismo plástico (Vierendeel)

FMAC - Flambagem do montante de alma por compressão

FMAV - Flambagem do montante de alma por cisalhamento

Na Figura 58, na Figura 59 e na Figura 60, são apresentadas as distribuições de tensões e de deslocamento transversal nas vigas com vão de 3 metros, no passo de carga correspondente ao carregamento máximo. O modelo representado na Figura 58 apresentou falha por formação de mecanismo Vierendeel. No modelo da Figura 59, o colapso ocorreu por flambagem do montante de alma por compressão, e no modelo da

Figura 60 foi observada a interação dos modos de falha por mecanismo Vierendeel e flambagem do montante de alma por compressão. Na Figura 61 é apresentada a distribuição de tensões no modelo W410x38,8\_AS\_3 no pico de força e ao final da análise. Nessas figuras, os deslocamentos foram aumentados em três vezes, para melhor visualização do modo de colapso.

Figura 58 - Deslocamentos e tensões apresentados no modelo W200x15\_LZ\_3.

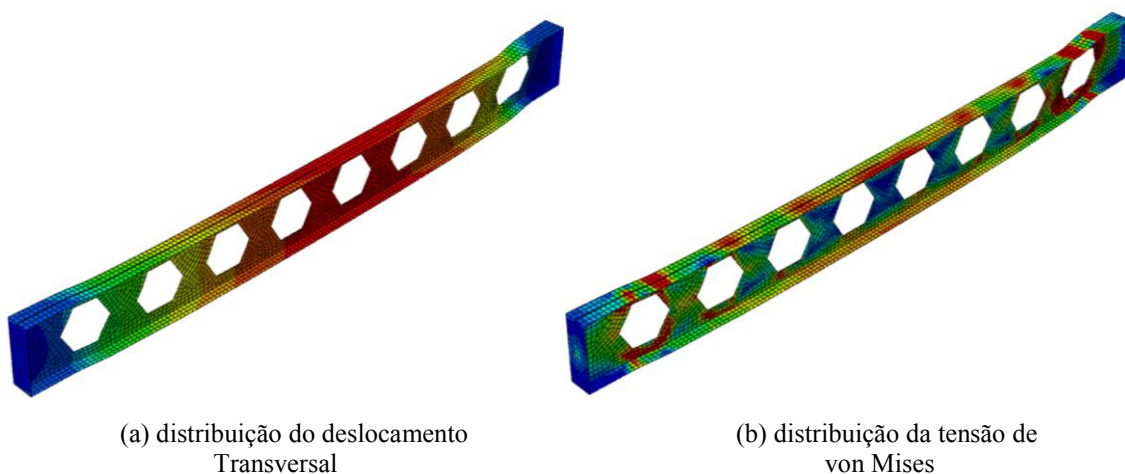


Figura 59 - Deslocamentos e tensões apresentados no modelo W410x38,8\_LZ\_3.

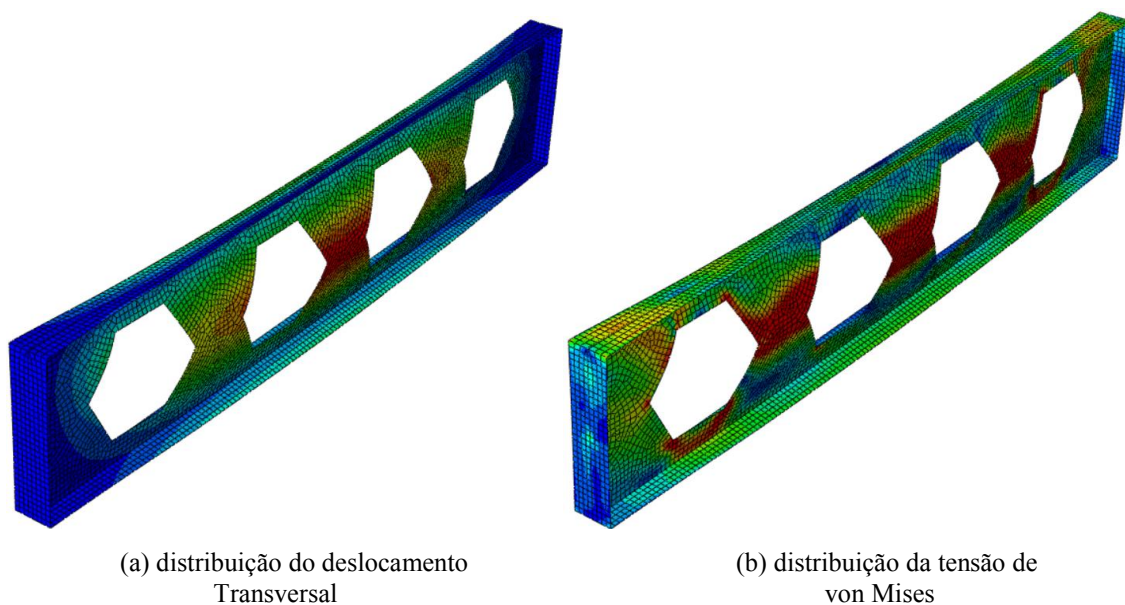


Figura 60 - Deslocamentos e tensões apresentados no modelo W460x89\_PE\_3.

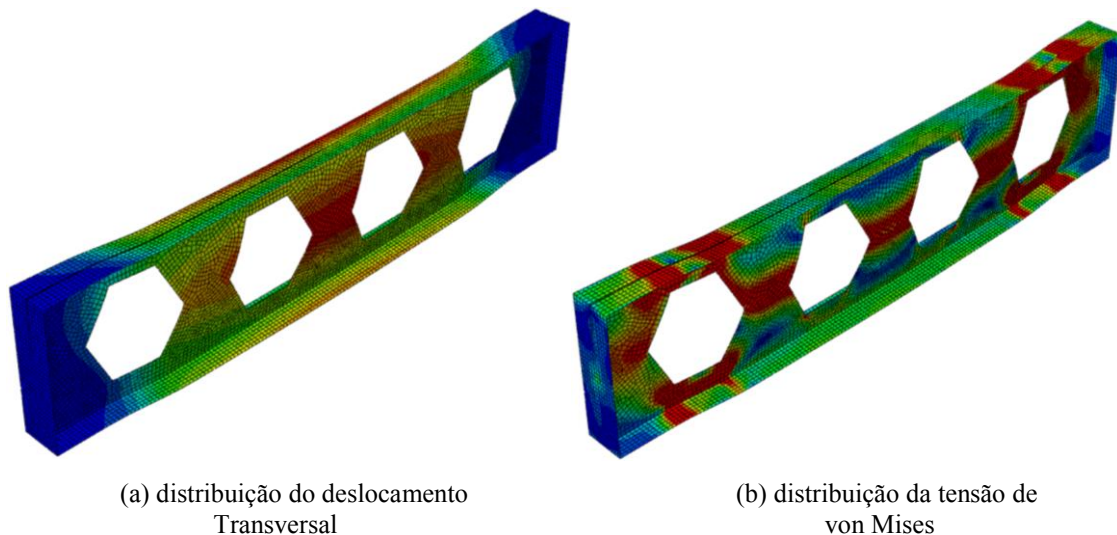
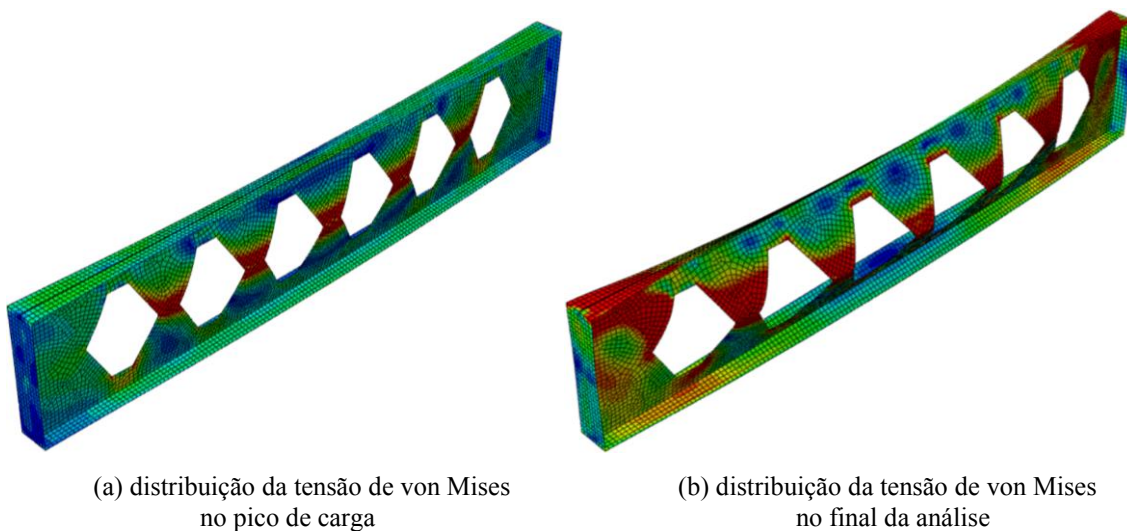
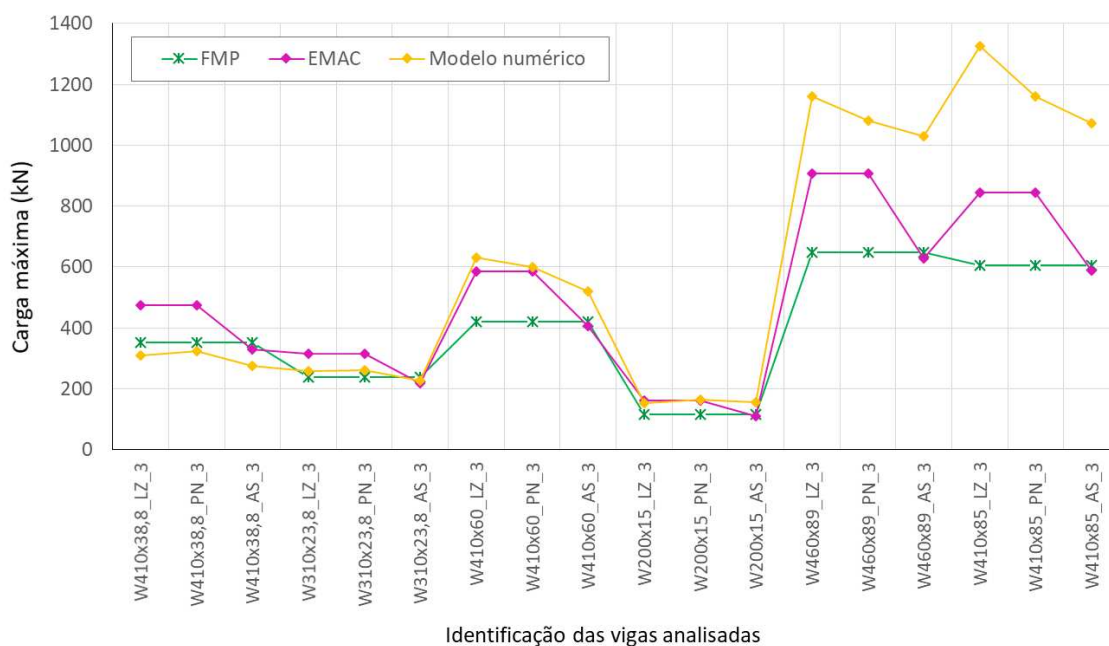


Figura 61 - Tensões apresentadas no modelo W410x38,8\_AS\_3.



No gráfico da Figura 62, estão representados os resultados para as vigas com vão de 3 metros, obtidos com o modelo numérico e, analiticamente, por meio das formulações existentes para verificação dos modos de falha por plastificação de vigas casteladas (apresentadas no item 2.7).

Figura 62 - Resultados analíticos obtidos com as formulações existentes para os modos de falha por plastificação em vigas casteladas e resultados numéricos das vigas com comprimento de 3 metros.



Observa-se que, para os casos em que ocorreu a formação de mecanismo Vierendeel (modelos W200x15\_LZ\_3, W200x15\_PN\_3, W460x89\_LZ\_3, W460x89\_PN\_3, W410x85\_LZ\_3 e W410x85\_PN\_3), a formulação analítica para verificação desse modo de colapso mostra-se conservadora. Verifica-se também que, quanto mais compacta a seção do perfil, mais conservador é o resultado analítico obtido por meio da formulação analítica para verificação do ELU de formação do mecanismo plástico, proposta por Vieira (2015b), utilizando o coeficiente  $c_1$  (Eq. 29).

De acordo com os dados apresentados na Figura 57 e na Figura 62, conclui-se que, o modelo analítico proposto por Vieira (2015b), utilizando o coeficiente  $c_1$ , apresenta uma boa correlação com os resultados dos modelos numéricos nas vigas em que o momento fletor governa o comportamento (relação  $L/d_g = 20$ ). Porém, nas vigas em que o cortante é o esforço determinante (vigas curtas), o modelo analítico apresenta resultados conservadores. Resultados similares também foram encontrados por Silveira (2011).

Ressalta-se que, uma das finalidades da estrutura metálica é a capacidade de vencer grandes vãos, sendo usual adotar a relação vão/altura igual a 20 nos projetos, portanto, para a maioria dos casos, o modelo analítico apresenta resultados satisfatórios. Para vigas com relação  $L/d_g < 20$  a formulação subestima a capacidade da viga, estando a favor da segurança.

### 3.5 Resultados numéricos em temperatura elevada

Neste item são apresentados os resultados obtidos nas análises em temperatura elevada. Os modelos numéricos foram estudados a 400°C, 500°C, 600°C e 700°C. Conforme citado anteriormente, as análises dos perfis foram realizadas em condições isotérmicas de temperatura, hipótese utilizada por Vimonsatit *et al.* (2007a e 2007b), Camargo (2010) e Justino (2018), e também validada neste trabalho. Para o estudo dos modelos em temperatura elevada, simulou-se o aquecimento dos perfis por meio da degeneração das propriedades dos materiais.

#### 3.5.1 Vigas com relação vão/altura igual a 20

Os resultados numéricos do carregamento máximo, referente a cada temperatura analisada, estão representados nos gráficos da Figura 63 e da Figura 64.

Figura 63 - Variação da força última com o aumento da temperatura das vigas padrão Litzka, Peiner e Anglo-saxão originadas do perfil W410x60, com relação vão/altura igual a 20.

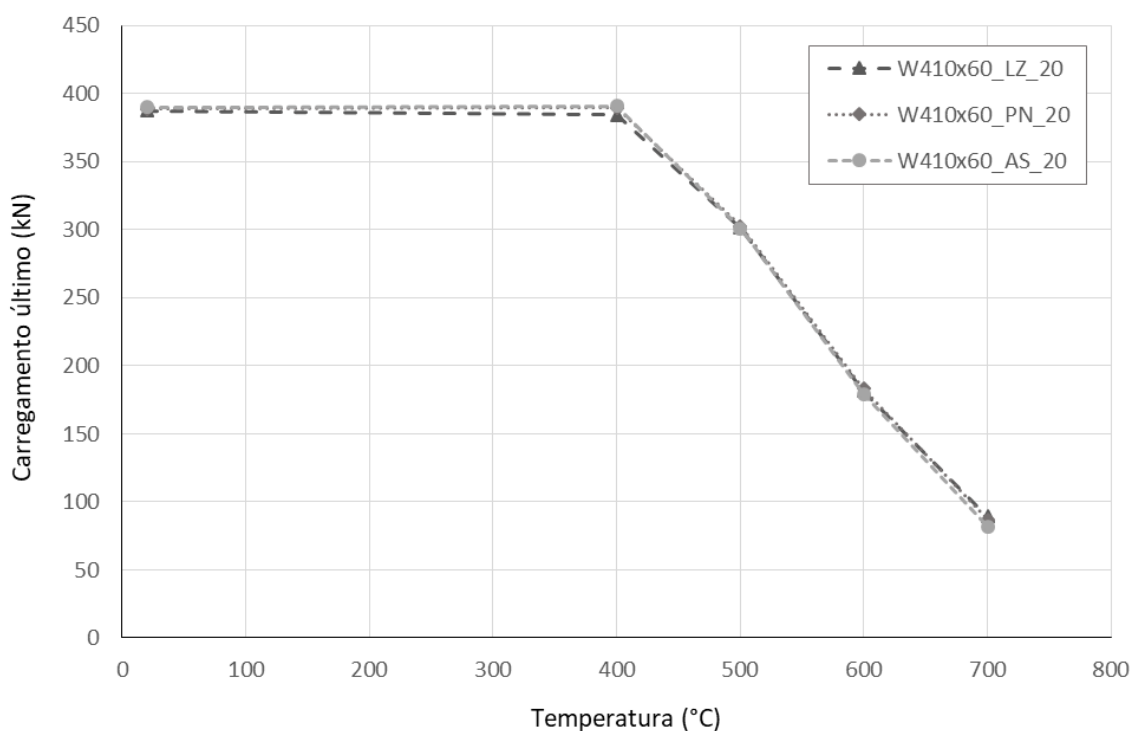
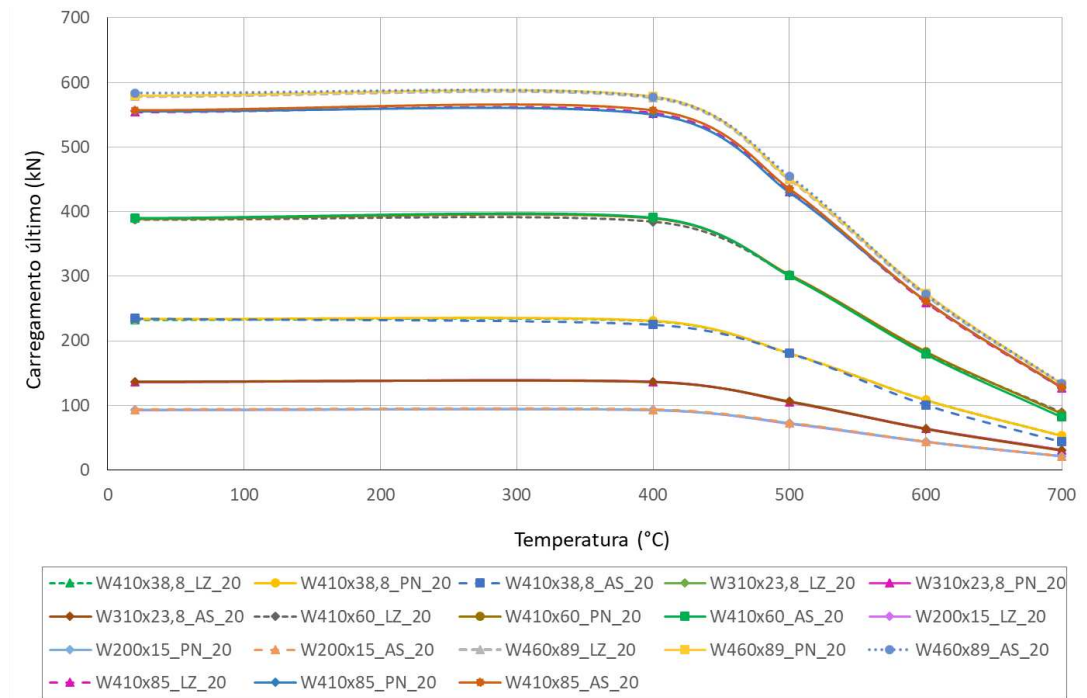


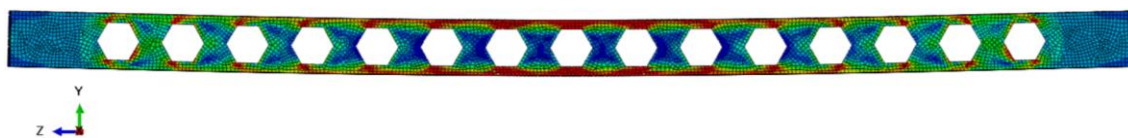
Figura 64 - Variação da força última com o aumento da temperatura das vigas analisadas com relação vão/altura igual a 20.



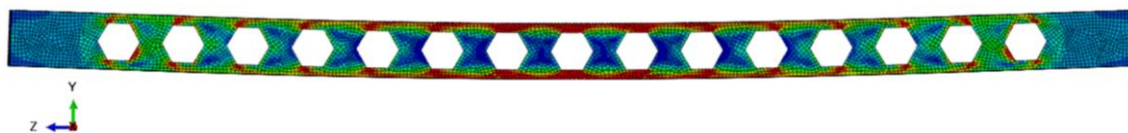
Observa-se que, nas análises realizadas nas vigas com relação vão/altura igual a 20, a força última do modelo analisado a 400°C não apresentou diferença significativa em relação àquela alcançada pelo modelo em temperatura ambiente. Esse comportamento era esperado, visto que o modo de falha por mecanismo plástico, apresentado pelos modelos, não é influenciado pela redução do módulo de elasticidade, e sim apenas pela resistência de escoamento, que, para a temperatura de 400°C, não sofre alteração em relação ao valor à temperatura ambiente (20°C).

Para um mesmo perfil, as vigas com os três padrões de castelação comportaram-se de maneira similar com o aumento da temperatura (Figura 63). Na Figura 65 apresentam-se distribuição de tensões, referente ao passo de carga correspondente ao carregamento máximo, nas análises de uma das vigas em temperatura elevada.

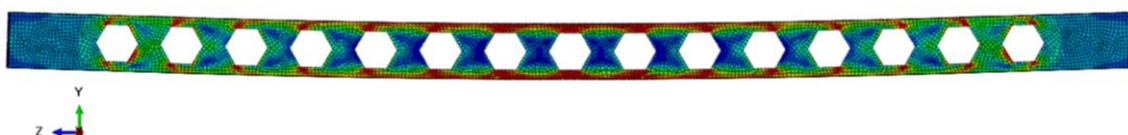
Figura 65 - Distribuição das tensões de von Mises nas análises via MEF da viga W200x15\_LZ\_20 em temperatura elevada.



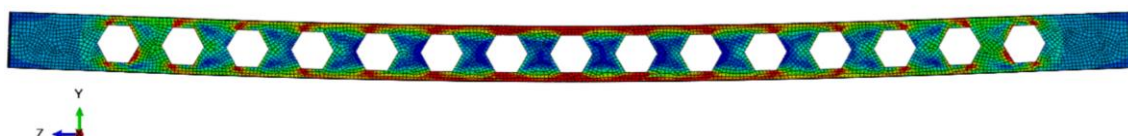
(a) Modelo W200x15\_LZ\_20\_20gr (Temperatura de 20°C)



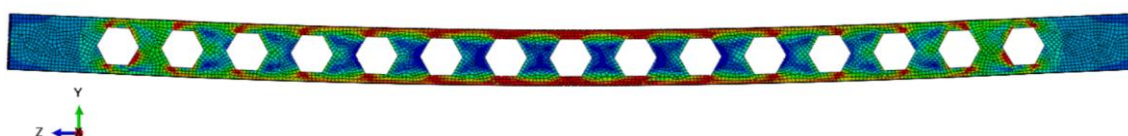
(b) Modelo W200x15\_LZ\_20\_400gr (Temperatura de 400°C)



(c) Modelo W200x15\_LZ\_20\_500gr (Temperatura de 500°C)



(d) Modelo W200x15\_LZ\_20\_600gr (Temperatura de 600°C)



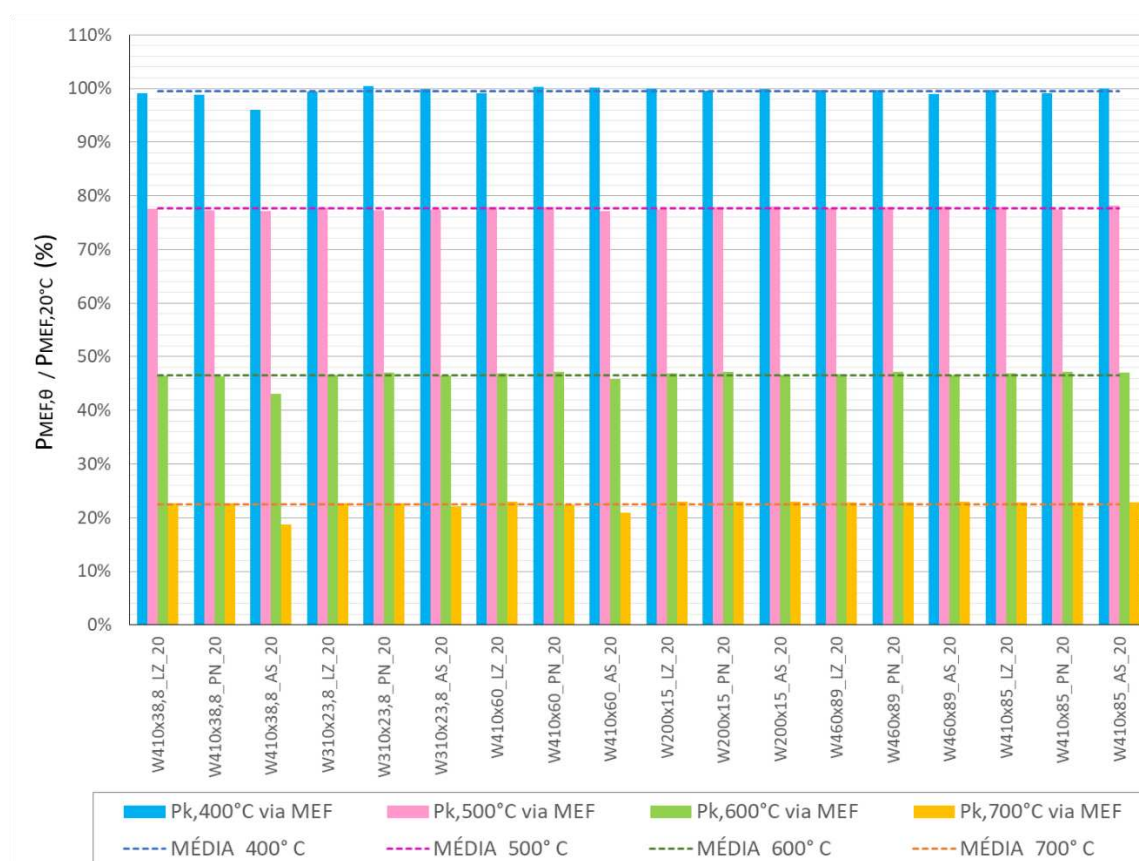
(e) Modelo W200x15\_LZ\_20\_700gr (Temperatura de 700°C)

Nota-se que os modos de falha observados nas análises da viga W200x15\_LZ\_20 em 400°C, 500°C, 600°C e 700°C são os mesmos verificados em temperatura ambiente, ou seja, em todos os casos a falha ocorreu por formação de mecanismo plástico devido ao momento fletor.

Entretanto, em algumas vigas mais esbeltas com padrão Anglo-saxão, verificou-se uma mudança no modo de falha a partir de 400°C. Segundo os autores Wong, Burgess e Plank (2010), Wang P., Wang X. e Liu (2014a) e Nadjai *et al.* (2016), o aumento da temperatura pode conduzir a um modo de falha diferente daquele observado em temperatura ambiente.

Na Figura 66, as barras representam a capacidade de força dos modelos numéricos analisados em temperatura elevada e as linhas pontilhadas representam a média desses valores para cada temperatura. Nota-se que a 500°C as vigas ainda possuem uma capacidade resistente de quase 80% em relação à temperatura ambiente (20°C) e a 700°C apresentam uma capacidade em torno de 25%. Observa-se que os valores estão muito próximos à média, apresentando uma boa correlação entre eles.

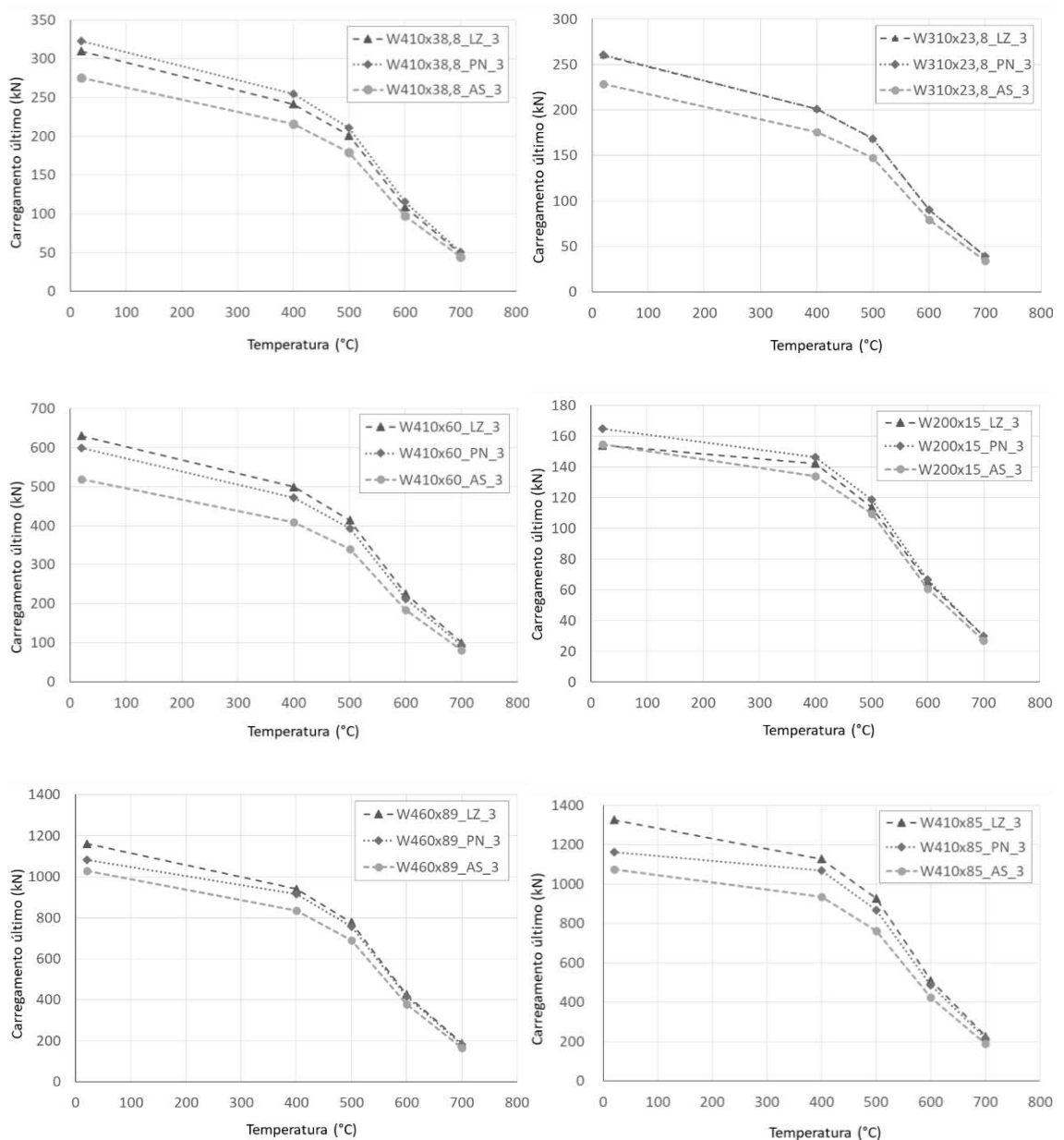
Figura 66 - Relação entre a força última alcançada via MEF nas temperaturas de 400°C, 500°C, 600°C e 700°C e a força última a 20°C das vigas com relação vão/altura igual a 20.



### 3.5.2 Vigas com vão de 3 metros

Na Figura 67 são apresentados os gráficos da variação do carregamento último nas análises numéricas em temperatura elevada, para cada padrão de castelação das vigas estudadas com vão de 3 metros.

Figura 67 - Variação da força última com o aumento da temperatura das vigas padrão Litzka, Peiner e Anglo-saxão com 3 metros de comprimento.



Observa-se que os perfis castelados sofreram um decréscimo da capacidade resistente com o aumento da temperatura, conforme era esperado. Nota-se que, diferentemente das vigas com relação vão/altura igual a 20, a força última obtida nos modelos analisados a 400°C apresentou redução significativa em relação à força última dos modelos em temperatura ambiente.

Esse fato demonstra que a variação do módulo de elasticidade afetou os resultados dos modelos estudados com vão de 3 metros, mesmo nos casos em que a falha ocorreu por formação de mecanismo Vierendeel em temperatura ambiente. Com o aumento da temperatura, a distribuição de deformações e tensões muda, podendo alterar o modo de falha em relação àquele observado à temperatura ambiente.

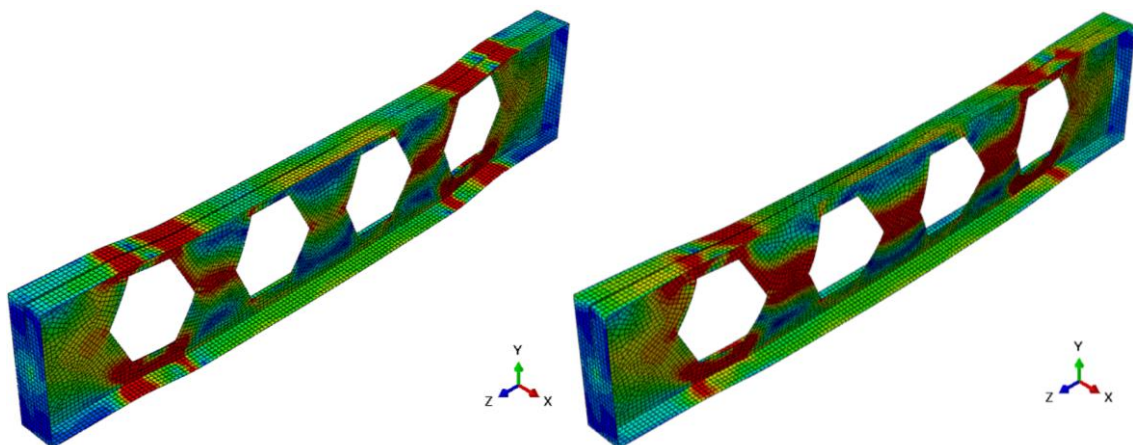
Assim como verificado nas vigas com relação altura/vão igual a 20, nota-se que para um mesmo perfil, as vigas com os três padrões de castelação comportam-se de maneira similar com o aumento da temperatura. Observa-se também que a diferença apresentada em relação à força última de cada padrão, para um mesmo perfil, diminui com o aumento da temperatura.

Na Figura 68 é exibida a distribuição de tensões nas análises em temperatura elevada do modelo W410x85\_PN\_3, no passo de carga correspondente ao carregamento máximo. Ressalta-se que as deformações foram aumentadas em três vezes.

Com base na Figura 68, pode-se notar mudança no modo de falha com o aumento da temperatura. Observa-se que no modelo W410x85\_PN\_3\_20gr (20°C) o modo de falha que governou foi a formação de mecanismo Vierendeel. Na análise a 400°C, verifica-se uma mudança de comportamento da viga, e em consequência a modificação do modo de falha para flambagem do montante de alma por compressão em conjunto com a formação de mecanismo Vierendeel. Na análise a 700°C nota-se que a falha ocorreu por flambagem de montante de alma por compressão.

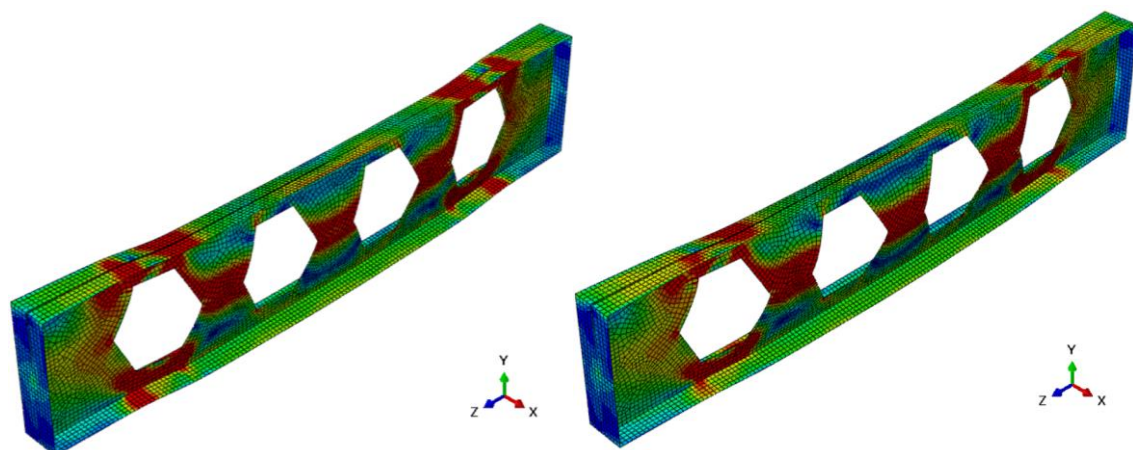
Segundo Wong, Burgess e Plank (2010), como o módulo de elasticidade do aço reduz rapidamente em comparação com o limite de escoamento, ocorre uma redução mais rápida das capacidades ligadas à flambagem do que aquelas relacionadas à plastificação. Assim, os modos de colapso por flambagem tendem, em geral, ser o modo crítico de falha em incêndio.

Figura 68 - Distribuição das tensões de von Mises na viga W410x85\_PN\_3 para o carregamento máximo.



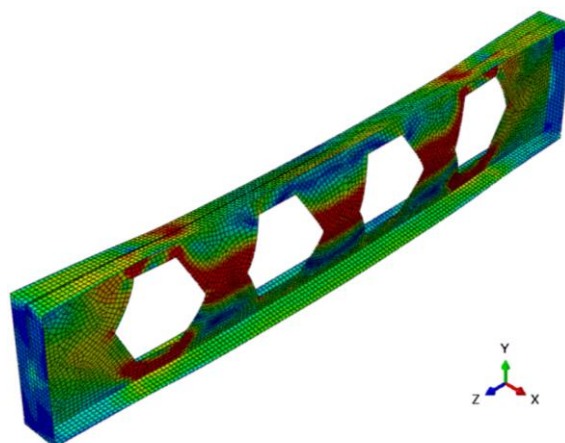
(a) Modelo W410x85\_PN\_3\_20gr  
(Temperatura de 20°C)

(b) Modelo W410x85\_PN\_3\_400gr  
(Temperatura de 400°C)



(c) Modelo W410x85\_PN\_3\_500gr  
(Temperatura de 500°C)

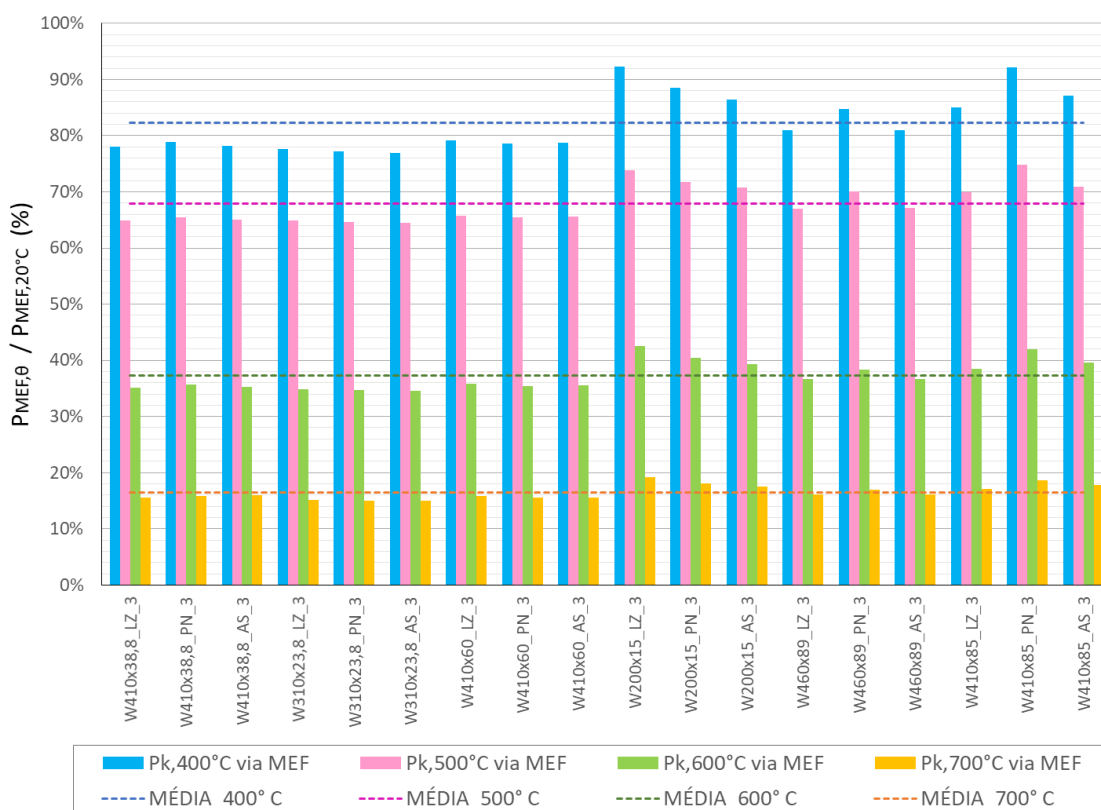
(d) Modelo W410x85\_PN\_3\_600gr  
(Temperatura de 600°C)



(e) Modelo W410x85\_PN\_3\_700gr  
(Temperatura de 700°C)

Os resultados representados no gráfico da Figura 69 evidenciam que a perda da capacidade resistente com o aumento da temperatura é maior nas vigas com vão de 3 metros do que em relação às vigas longas (ver Figura 66). Nota-se que a 400°C as vigas ainda possuem uma capacidade de aproximadamente 70% (em média) em relação capacidade em temperatura ambiente, e a 700°C apresentam uma capacidade de aproximadamente 15% na média. Observa-se que os valores de força encontrados variam consideravelmente para uma mesma temperatura de análise, sendo algumas vezes distantes da média. Verifica-se também que as vigas que falharam por flambagem do montante de alma por compressão (perfis W410x38,8; W310x23,8 e W410x60) apresentaram uma perda de resistência similar com o aumento da temperatura.

Figura 69 - Relação entre a força última alcançada via MEF nas temperaturas de 400°C, 500°C, 600°C e 700°C e a força última à 20°C das vigas com vão de 3 metros.



# 4

## Proposição de modelos de predição da resistência

---

Neste capítulo são apresentados modelos de predição da resistência para os modos de falha por formação de mecanismo plástico e por escoamento do montante do montante de alma por cisalhamento. Esses modelos podem ser utilizados para estimar a capacidade tanto em temperatura ambiente quanto em temperatura elevada.

### 4.1 Formação de mecanismo plástico (FMP)

#### 4.1.1 Resultados numéricos considerados

Os resultados da análise numérica apresentados no item 3.5.2 demonstraram que, para as vigas curtas, casos em que o esforço cortante tem influência importante, os modos de falha verificados em temperatura ambiente sofreram alteração com o aumento da temperatura. Logo, para análise da formulação do modo de falha por formação de mecanismo plástico em temperatura elevada, foram utilizados apenas os dados referentes às vigas longas ( $L/d_g = 20$ ).

Nos modelos estudados com relação vão/altura igual a 20, foi observado que a falha ocorreu devido à formação de mecanismo plástico por ação do momento fletor, e que resultados obtidos com a formulação existente para verificação em temperatura ambiente apresentam boa correlação com os resultados numéricos.

#### 4.1.2 Capacidade resistente à FMP

A formulação proposta para verificação do modo de falha por mecanismo plástico em temperatura elevada é baseada na equação proposta por Vieira (2015b), utilizando o coeficiente  $c_1$ . Para verificação em situação de incêndio, foi aplicado o coeficiente de redução da resistência de escoamento ( $k_{y,\theta}$ ) referente a cada temperatura estudada, de acordo com a ABNT NBR 14323:2012 (Tabela 8). Logo, incorporando a degradação da resistência do material com o aumento da temperatura, a Eq. 29 pode ser escrita da seguinte forma:

$$\sqrt{M^2 + c_1^2 V^2} \leq M_{plo,\theta} \quad (54)$$

onde:

$M$  é o momento fletor solicitante;

$V$  é a força cortante solicitante;

$c_1$  é um fator que depende unicamente de propriedades geométricas da seção transversal, dado por:

$$c_1 = \frac{\sqrt{3} y_o y_a^2 A_t}{2 I_t} \quad (55)$$

$M_{plo,\theta}$  é o momento fletor de plastificação da seção transversal à uma temperatura  $\theta_a$ , dado por:

$$M_{plo,\theta} = Z_{xo} f_{y,\theta} = 2 y_o A_t f_{y,\theta} \quad (56)$$

onde:

$Z_{xo}$  é o módulo resistente plástico da seção no centro do alvéolo;

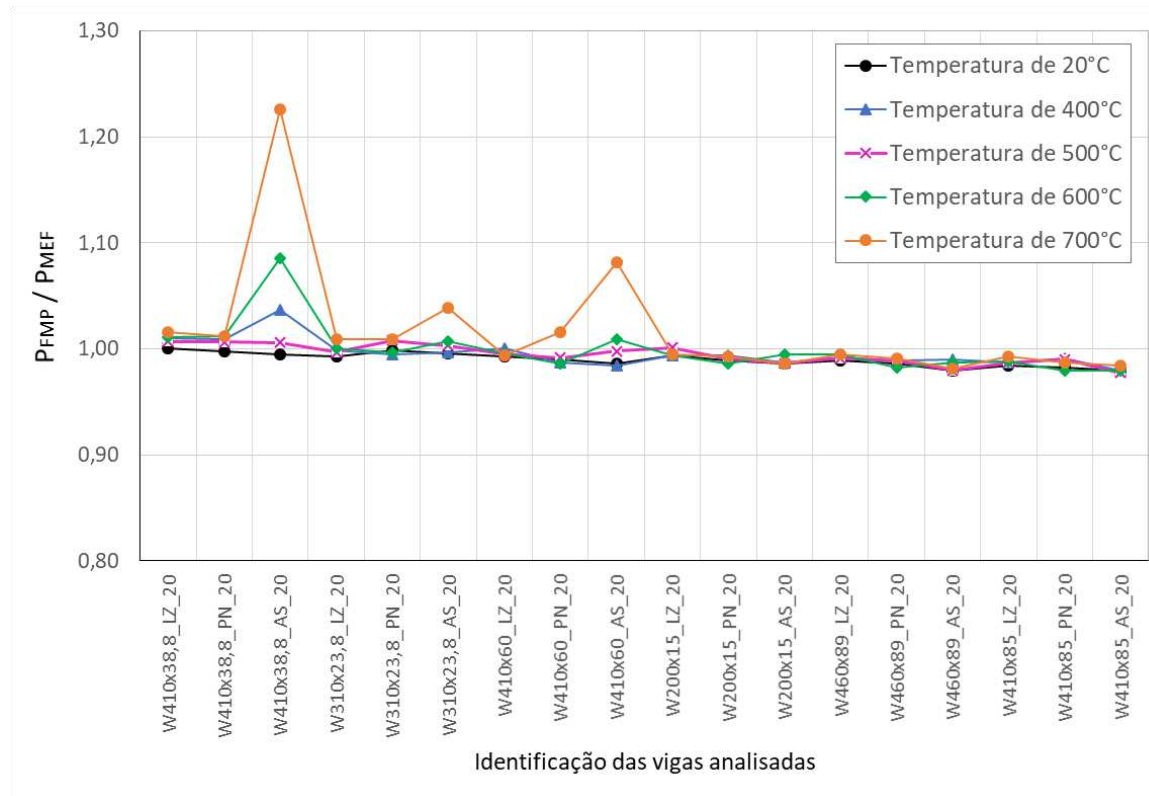
$f_{y,\theta}$  é o limite de escoamento do aço à uma temperatura  $\theta_a$ , dado por:

$$f_{y,\theta} = k_{y,\theta} \cdot f_y \quad (57)$$

#### 4.1.3 Comparação entre os resultados analíticos e numéricos

Os resultados obtidos com a formulação proposta para cada temperatura analisada ( $P_{FMP}$ ) foram comparados com os resultados numéricos ( $P_{MEF}$ ). Na Figura 70 e na Tabela 11 apresentam-se a relação entre eles.

Figura 70 - Relação entre a força última numérica e analítica para todas as temperaturas analisadas.



Observando a Figura 70, nota-se que alguns modelos analisados com padrão AS apresentaram maior diferença do valor analítico em relação ao valor numérico. Para esses casos, em particular, as mudanças nas propriedades do aço, em função do aumento da temperatura, fizeram com que ocorresse a falha por instabilidade. Os resultados analíticos utilizados na Figura 70 foram obtidos com base na hipótese de falha por plastificação total da seção. Por isso, nos três casos em que se observa o desvio do resultado numérico em relação à estimativa do modelo analítico, que, coincidentemente correspondem a vigas padrão AS, a capacidade máxima determinada numericamente foi limitada por instabilidade, antes que a seção pudesse atingir plastificação total.

Nota-se, ainda, que no caso específico do perfil W410x38,8\_AS\_20 a relação  $P_{FMP}/P_{MEF}$  para 500°C apresenta menor desvio do que para 400°C, contrariando a expectativa. Isto se deve ao fato de que até 400°C o aumento de temperatura afeta apenas o módulo de elasticidade e não a resistência de escoamento do aço, e o modelo analítico considerado não leva em conta a influência do módulo de elasticidade, que é o parâmetro que influencia nos modos de falha por instabilidade. A partir de 400°C, a resistência de escoamento também sofre degradação com o aumento de temperatura, o que tem consequências sobre o modo de falha da viga simulado numericamente.

Os modelos que apresentaram modificação do modo de falha com o aumento da temperatura, limitando a capacidade máxima por instabilidade, não foram considerados na análise estatística (Tabela 11).

Tabela 11 - Comparação entre os resultados analíticos e numéricos em temperatura elevada.

Perfil	Identificação	PFMP / PMEF				
		20° C	400° C	500° C	600° C	700° C
W410x38,8	W410x38,8_LZ_20	1,00	1,01	1,01	1,01	1,02
	W410x38,8_PN_20	1,00	1,01	1,01	1,01	1,01
	W410x38,8_AS_20	1,00				
W310x23,8	W310x23,8_LZ_20	0,99	1,00	1,00	1,00	1,01
	W310x23,8_PN_20	1,00	0,99	1,01	1,00	1,01
	W310x23,8_AS_20	1,00				
W410x60	W410x60_LZ_20	0,99	1,00	0,99	1,00	0,99
	W410x60_PN_20	0,99	0,99	0,99	0,99	1,02
	W410x60_AS_20	0,99				
W200x15	W200x15_LZ_20	0,99	0,99	1,00	0,99	1,00
	W200x15_PN_20	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99
	W200x15_AS_20	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99
W460x89	W460x89_LZ_20	0,99	0,99	0,99	0,99	0,99
	W460x89_PN_20	0,99	0,99	0,99	0,98	0,99
	W460x89_AS_20	0,98	0,99	0,98	0,99	0,98
W410x85	W410x85_LZ_20	0,98	0,99	0,99	0,99	0,99
	W410x85_PN_20	0,98	0,99	0,99	0,98	0,99
	W410x85_AS_20	0,98	0,98	0,98	0,98	0,98
	<b>Média</b>	0,99	0,99	0,99	0,99	1,00
	<b>Desvio padrão</b>	0,01	0,01	0,01	0,01	0,01
	<b>Coefficiente de variação</b>	0,62%	0,81%	0,91%	0,98%	1,14%

Observando os resultados, pode-se concluir que a formulação analítica proposta, considerando o fator de redução da resistência de escoamento ( $k_{y,\theta}$ ), representa de forma satisfatória o comportamento do perfil em temperatura elevada, apresentando uma média que varia de 0,99 a 1,00 e coeficiente de variação de 0,62% a 1,14%.

## 4.2 Determinação da resistência do montante de alma ao cisalhamento

Conforme comentado no item 2.7.3, Grilo (2018) desenvolveu recentemente uma formulação para verificação do modo de falha por FMAV, em vigas celulares. O modelo proposto se baseia na combinação dos efeitos da tensão de cisalhamento e tensão normal

no montante, devido à ação do momento fletor  $M_b$  (Figura 34), e contempla a falha por escoamento do montante.

Neste item é apresentada a formulação para verificação da falha por FMAV de vigas casteladas, desenvolvida segundo os mesmos procedimentos adotados por Grilo (2018) para vigas celulares. O modelo semiempírico proposto neste trabalho, que considera a plastificação devido à interação de tensões normais e de cisalhamento, de acordo com a ponderação do critério de von Mises, substitui as formulações propostas por Cimadevila *et al.* (2000) e Silveira (2011), que consideram as verificações de EMAC e de EMAF separadamente. A formulação desenvolvida pode ser utilizada para verificação tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

#### **4.2.1 Resultados considerados**

As vigas casteladas podem falhar por plastificação total dos cordões acima e abaixo dos alvéolos, caracterizando a chamada formação de mecanismo plástico (FMP), ou pela chamada flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV). Embora este último modo de falha, como o próprio nome diz, envolva a possibilidade de flambagem elástica ou inelástica, caso a viga possua uma alma de suficientemente compacta, esta pode atingir a plastificação total, sem que ocorra instabilidade.

Como este trabalho teve seu foco sobre a falha por plastificação total, os perfis utilizados nas simulações, em grande parte, possuíam alma pouco esbelta, a fim de se verificar a falha por plastificação. Como os casos simulados com maior esbeltez de alma foram poucos, a fim de reunir uma maior quantidade de resultados relacionados à falha por flambagem do montante de alma, foram utilizados resultados de Justino (2018), que simulou uma grande quantidade de casos de vigas casteladas que sofreram flambagem do montante de alma em várias temperaturas. Este procedimento foi adotado porque um modelo de predição da capacidade resistente para a falha por FMAV deve cobrir todo o espectro de esbeltez da alma, incluindo as faixas de esbeltez para as quais ocorre flambagem. Dessa forma, o modelo obtido consiste numa curva de resistência que contempla um amplo espectro de esbeltez de alma, dentro do qual pode ocorrer flambagem elástica, flambagem inelástica e escoamento do montante de alma.

Para o estudo da flambagem do montante de alma, Justino (2018) desenvolveu um modelo numérico do montante de alma isolado. O modelo utilizado apresenta as mesmas características de malha, modelo constitutivo do aço e imperfeição inicial adotadas no

presente trabalho (ver item 3.2) e foi validado a partir dos resultados numéricos de Vieira (2015) e de Redwood e Demirdjian (1998).

A partir do modelo validado, Justino (2018) realizou um estudo de variação de parâmetros, considerando-se várias esbeltezes de alma e temperaturas de 20 °C, 300 °C, 400 °C, 600 °C e 700°C, adotando a mesma hipótese do presente trabalho de isotermia do perfil de aço. Foram analisadas vigas casteladas com padrões Litzka, Peiner e Anglo-saxão, obtidas a partir dos perfis de aço W 310x21 e W 360x79.

Para cada modelo analisado, Justino (2018) obteve:

- a força cortante crítica de flambagem elástica ( $V_{cr}$ ) - obtida a partir do autovalor correspondente ao primeiro modo de flambagem da análise *Buckle*;
- a força cortante resistente ( $V'$ ) - obtida a partir de uma análise não linear, com aplicação da força pelo método de Riks, adotando uma imperfeição inicial de  $d_g/100$ ;
- a força cortante de plastificação ( $V_p$ ) – obtida pelo mesmo método adotado para a obtenção de  $V'$ , porém impedindo o deslocamento da alma na direção fora do seu plano.

#### **4.2.2 Modelo proposto para determinação da capacidade resistente à FMAV de vigas casteladas**

Neste tópico, apresenta-se um modelo de predição da resistência à FMAV para vigas casteladas em temperatura ambiente e em situação de incêndio, desenvolvido a partir dos modelos propostos por Grilo (2018) e Justino (2018).

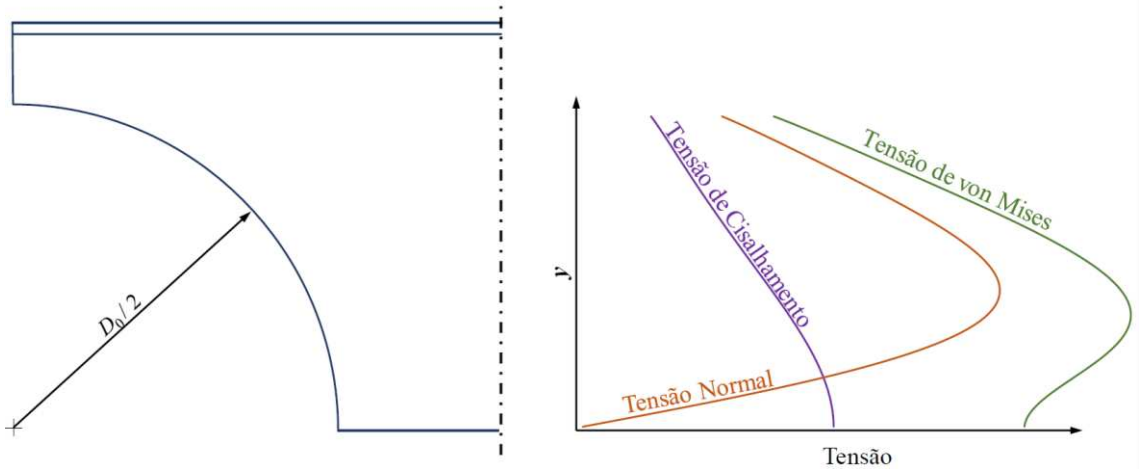
##### **4.2.2.1 Cálculo da força cortante horizontal de plastificação**

Conforme comentado no item 2.7.3, Grilo (2018) definiu uma expressão para o cálculo da força cortante horizontal de plastificação do montante de alma ( $V_{h,p}$ ), considerando a interação entre as tensões normais e de cisalhamento, com base no critério de von Mises.

Para o desenvolvimento dessa formulação, Grilo (2018) determinou a distância  $y_p$  na qual essa interação, em regime elástico, é máxima, utilizando a Eq. (43). Na Figura 71 apresenta-se a variação das tensões em função da variação da distância  $y$  nas vigas celulares, onde  $0 < y < D_0/2$ . Observa-se que o valor de  $y$  para o qual a tensão de von

Mises é máxima, está entre os pontos de máxima tensão normal e máxima tensão de cisalhamento.

Figura 71 - Variação das tensões ao longo de y nas vigas celulares. (GRILO, 2018)

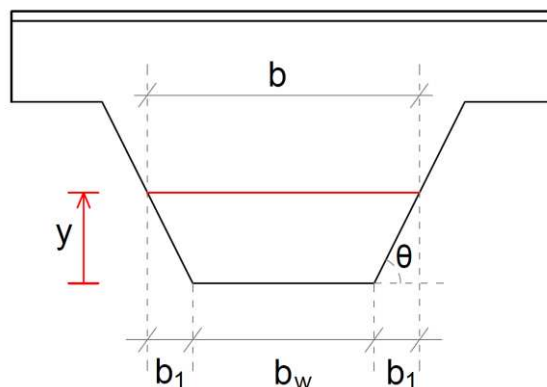


De forma análoga, para propor uma expressão da força cortante horizontal de plastificação do montante de alma de vigas casteladas, é necessário determinar a distância vertical ( $y_p$ ) e a largura do montante ( $b_p$ ) para as quais ocorrerá o escoamento do montante nessas vigas. Para tanto, foi realizada uma análise da variação das tensões ao longo da altura do montante ( $0 < y < h_0/2$ ) em vigas padrões Litzka, Peiner e Anglo-saxão. A tensão de cisalhamento foi calculada segundo a Eq. (41) e a tensão normal foi obtida por meio da Eq. (40). Para o cálculo das tensões foi necessário determinar a largura do montante de alma ( $b$ ) em função da distância  $y$  (Figura 72), obtendo-se a seguinte equação:

$$b = b_w + 2b_1 = b_w + \frac{2y}{\operatorname{tg}(\theta)} \quad (58)$$

onde  $y$  é a distância em relação à linha média do montante e  $b$  é a largura do montante na distância  $y$ .

Figura 72 - Largura do montante ( $b$ ) em função da distância vertical ( $y$ ) para vigas casteladas.



Os resultados obtidos para as tensões normais, tensões de cisalhamento e tensões de von Mises ao longo da altura do alvéolo, para cada padrão de castelação estudado, estão apresentados na Figura 73, na Figura 74 e na Figura 75.

Figura 73 - Variação das tensões ao longo de  $y$  ( $0 < y < h_0/2$ ) nas vigas casteladas padrão Litzka.

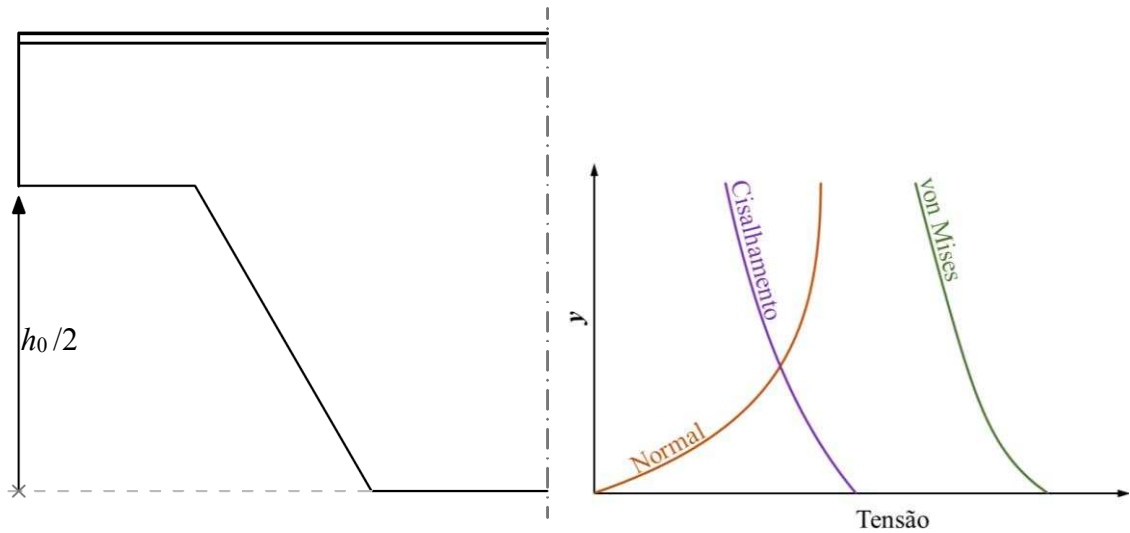


Figura 74 - Variação das tensões ao longo de  $y$  ( $0 < y < h_0/2$ ) nas vigas casteladas padrão Peiner.

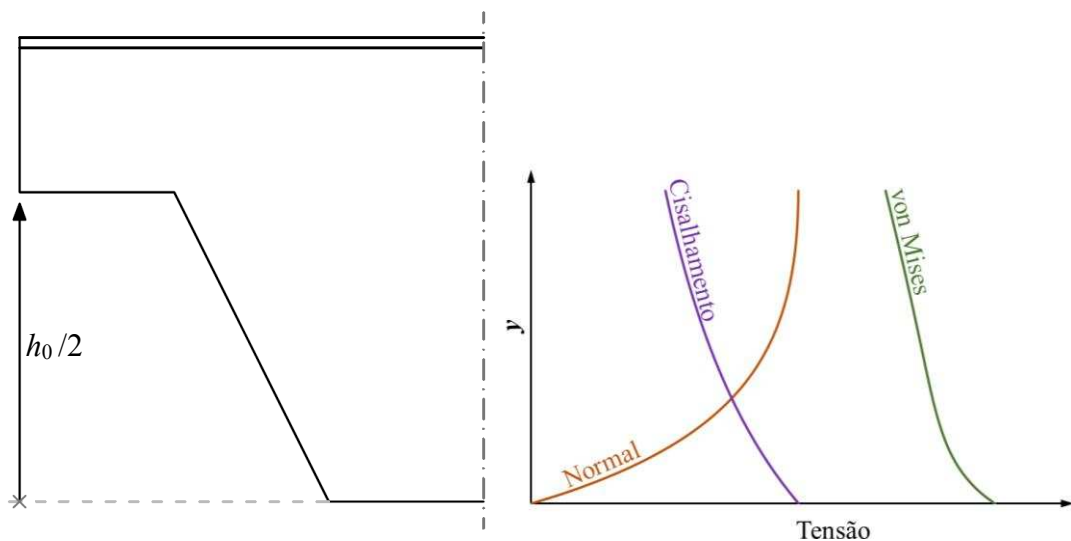
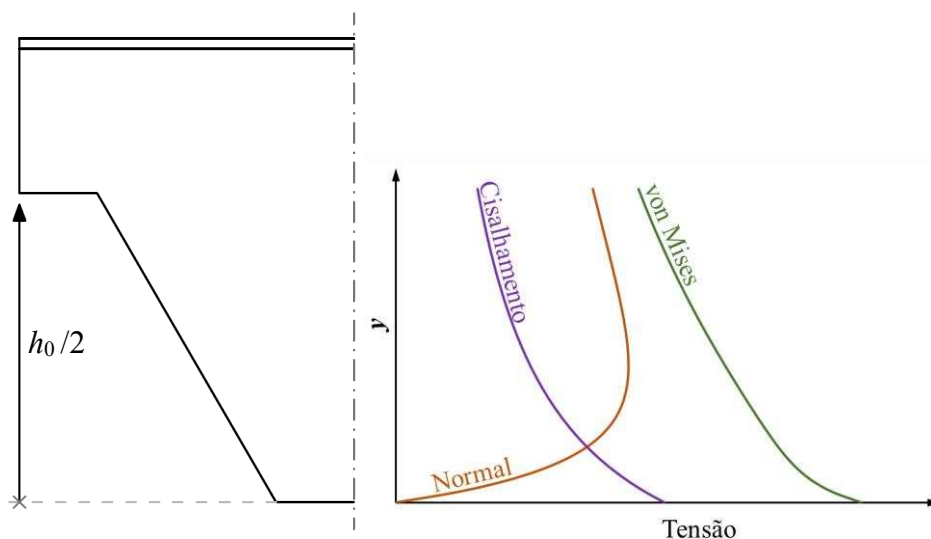


Figura 75 - Variação das tensões ao longo de  $y$  ( $0 < y < h_0/2$ ) nas vigas casteladas padrão Anglo-saxão.



Analisando a variação da tensão normal isoladamente, nota-se uma diferença do padrão Anglo-saxão em relação aos padrões Litzka e Peiner. Verifica-se que no padrão Anglo-saxão, o valor máximo da tensão normal ocorre aproximadamente a  $1/3$  de  $h_0/2$ , enquanto que nas vigas Litzka e Peiner ocorre quando  $y = h_0/2$ . Essa constatação está de acordo com as análises realizadas por Cimadevila *et al.* (2000) e Silveira (2011) no desenvolvimento da formulação para verificação do ELU de escoamento por flexão do montante de alma, que considera apenas o efeito isolado da tensão normal. Os autores determinaram a coordenada  $y$  em que ocorre a tensão normal máxima, que coincide com a obtida neste trabalho.

A partir da Figura 73, da Figura 74 e da Figura 75, observa-se que, diferentemente do que ocorre nas vigas celulares, a interação entre as tensões normais e de cisalhamento nas vigas casteladas é máxima quando  $y = 0$ , ou seja, na linha média do montante de alma. Nesse ponto, a tensão de cisalhamento é máxima, enquanto a tensão normal é nula. Esse fato demonstra que, no caso de vigas casteladas, a tensão normal, apesar de apresentar um valor expressivo, quando considerada na interação de von Mises, não retratou a interação mais desfavorável. Conclui-se então que a seção crítica nas vigas casteladas é sempre em  $y = 0$ , qualquer que seja o padrão (LZ, PN e AS).

Sendo assim, para a determinação da força cortante horizontal de plastificação do montante de alma de vigas casteladas, pode-se considerar apenas o efeito da tensão de cisalhamento no centro do montante, visto que na seção crítica a tensão normal é nula.

Reescrevendo a Eq.(43), considerando a seção crítica onde  $y = 0$  e  $b = b_w$ , tem-se:

$$f_y = \sqrt{0 + 3 \left( \frac{V_h}{t_w b_w} \right)^2} = \sqrt{3} \left( \frac{V_h}{t_w b_w} \right) \quad (59)$$

Daí,

$$V_h = f_y \frac{t_w b_w}{\sqrt{3}} \quad (60)$$

Considerando a variação da resistência de escoamento com o aumento da temperatura, e adicionando um fator de ajuste  $\beta$ , a força cortante horizontal de plastificação pode ser dada por:

$$V_{h,p} = \beta f_{y,\theta} \frac{t_w b_w}{\sqrt{3}} \quad (61)$$

Aplicando-se a Eq. (36) e considerando que a parcela  $F/2$  é pequena se comparada à força cortante  $V$ , tem-se que:

$$V_{v,p} = V_{h,p} \left( \frac{2 y_0}{p} \right) \quad (62)$$

onde  $V_{v,p}$  é a força cortante de plastificação e  $y_0$  é a distância vertical do centro do montante de alma até o centroide da seção tê.

O fator de ajuste  $\beta$  foi determinado utilizando-se o Método dos Mínimos Quadrados, com base na comparação da força cortante vertical de plastificação  $V_{v,p}$  (Eq. 62) com a força cortante de plastificação ( $V_p$ ), obtida por meio da análise numérica realizada por Justino (2018). Os valores obtidos para cada padrão de castelação foram:

$$\text{- para padrão Litzka} \rightarrow \beta = 0,840 - 0,00264 \frac{b_w}{t_w} \quad (63)$$

$$\text{- para padrão Peiner} \rightarrow \beta = 0,875 - 0,00232 \frac{b_w}{t_w} \quad (64)$$

$$\text{- para padrão Anglo-saxão} \rightarrow \beta = 1,164 + 0,00843 \frac{b_w}{t_w} \quad (65)$$

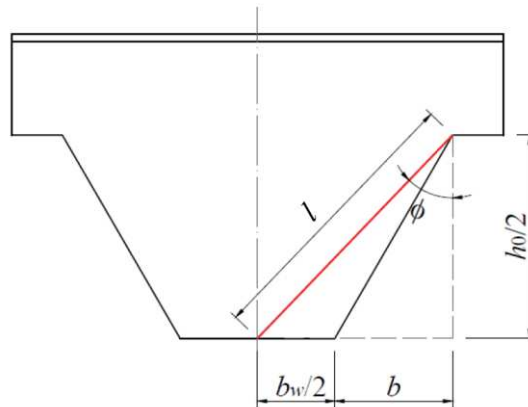
#### 4.2.2.2 Cálculo da força cortante resistente

A obtenção da força cortante horizontal resistente decorre da determinação de uma força cortante horizontal de plastificação ( $V_{h,p}$ ) e de um fator redutor dessa força ( $\chi$ ). O fator de redução  $\chi$  foi determinado correlacionando-se os valores calculados de  $V_{v,p}$ , a partir da Eq. 62, com os valores de força cortante resistente ( $V'$ ), obtidos por Justino (2018) por meio da modelagem numérica.

$$V_{h,R} = V_{h,p} \chi \quad (66)$$

Para o cálculo do fator de redução  $\chi$  é necessário determinar a esbeltez reduzida  $\lambda_0$ . Com base no trabalho de Justino (2018), o comprimento de flambagem ( $l$ ), utilizado na formulação da esbeltez reduzida, foi calculado conforme apresentado na Figura 76 e na Equação 67.

Figura 76 - Comprimento de flambagem de uma barra equivalente. (JUSTINO, 2018)



$$l = \sqrt{\left(\frac{h_0}{2}\right)^2 + \left(b + \frac{b_w}{2}\right)^2} \quad (67)$$

Logo, a esbeltez reduzida é calculada segundo a expressão a seguir:

$$\lambda_0 = \frac{\lambda}{2\pi} \sqrt{\frac{f_{y,\theta}}{E_\theta}} \quad (68)$$

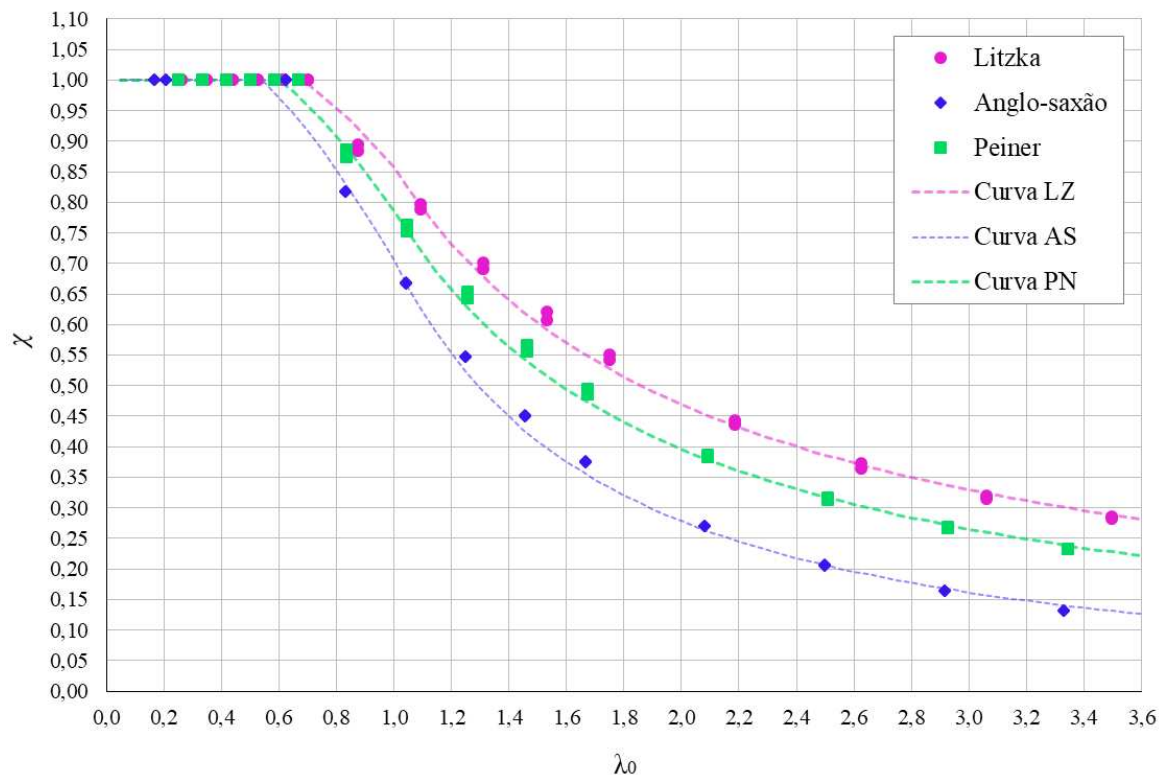
onde:  $f_{y,\theta}$  é a resistência ao escoamento do aço na temperatura  $\theta$  de análise;  
 $E_\theta$  é o módulo de elasticidade do aço na temperatura  $\theta$  de análise;  
 $\lambda$  é a esbeltez do montante de alma, dada pela equação a seguir.

$$\lambda = \frac{l \sqrt{12}}{t_w} \quad (69)$$

onde:  $l$  é o comprimento de uma barra equivalente (Eq. 67);  
 $t_w$  é a espessura da alma da viga castelada;

As curvas de resistência  $\chi$  versus  $\lambda_0$  para os três padrões de castelação, em temperatura ambiente, são apresentadas na Figura 77. As curvas foram ajustadas por meio de regressão linear, apresentando coeficiente de determinação ( $R^2$ ) superior a 0,99. Para cada padrão de castelação, obteve-se uma curva distinta que foi dividida em dois trechos.

Figura 77 - Curva de resistência para os três tipos de padrão de castelação.



Sendo assim, as equações das curvas obtidas são dadas por:

$$\begin{cases} \text{LZ} \rightarrow a = 0,858; b = 0,87 \\ \text{PN} \rightarrow a = 0,787; b = 0,99 \\ \text{AS} \rightarrow a = 0,705; b = 1,34 \end{cases} \quad (70)$$

▪ se  $\lambda_0 \geq 1,0$   $\chi = \frac{a}{\lambda_0^b} \leq 1$

$$\begin{cases} \text{LZ} \rightarrow c = 0,780 \\ \text{PN} \rightarrow c = 0,715 \\ \text{AS} \rightarrow c = 0,641 \end{cases} \quad (71)$$

▪ se  $\lambda_0 < 1,0$   $\chi = 1,1 \cdot c (\lambda_0)^{2,51} \leq 1$

Logo, com base na Eq. (36), a força cortante vertical resistente é dada por:

$$V_{v,R} = V_{h,R} \left( \frac{2 y_0}{p} \right) \quad (72)$$

Os resultados obtidos com a formulação proposta são apresentados na Figura 78. Observa-se que, a diferença percentual entre os valores obtidos com a formulação adaptada e com o modelo numérico está entre 8,1% e -8,4%, para temperatura ambiente (Figura 79).

Figura 78 - Comparativo entre força cortante resistente via MEF e via formulação proposta para temperatura ambiente.

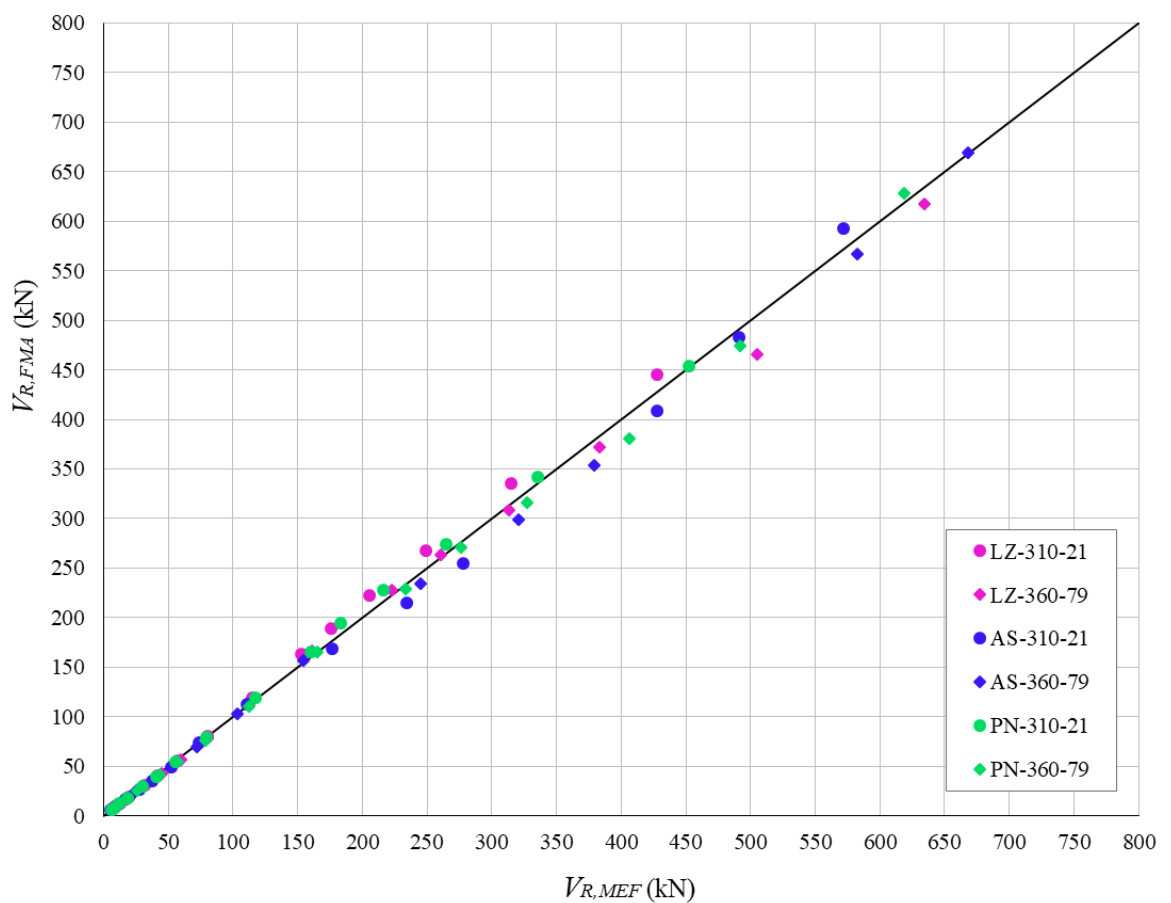
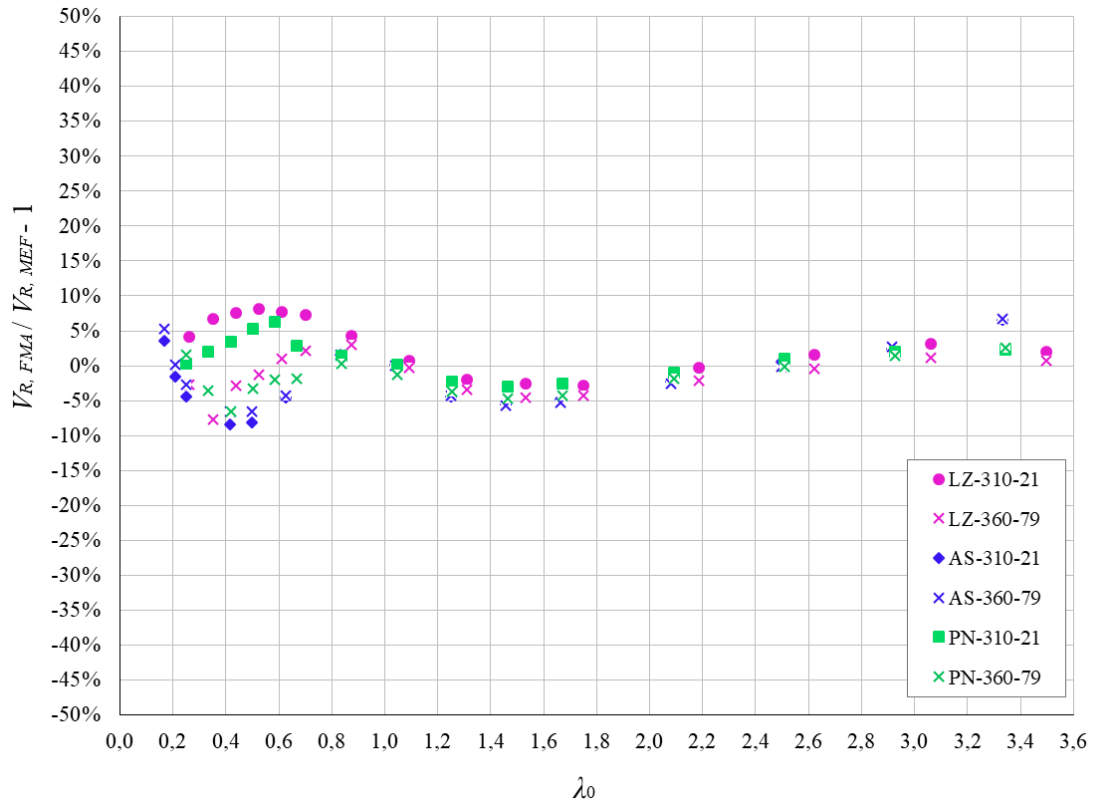


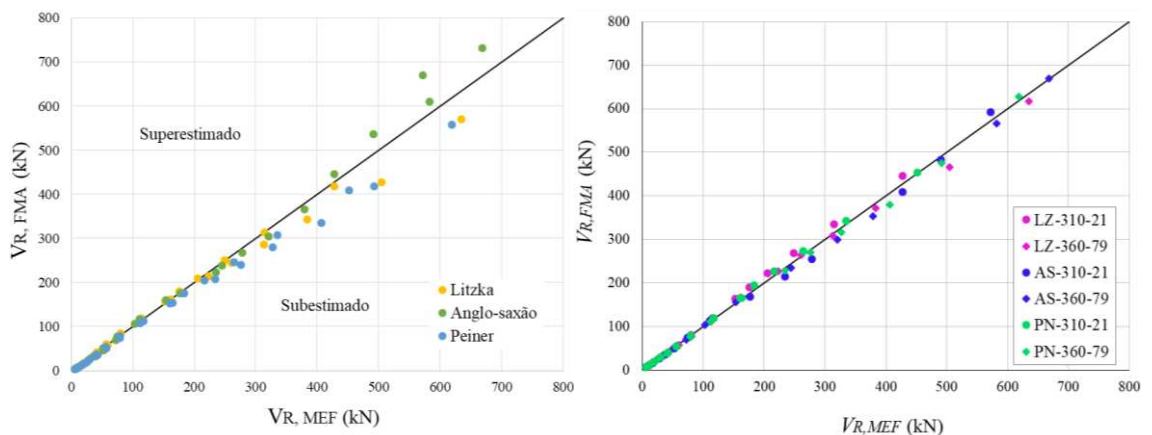
Figura 79 - Diferença entre os valores de  $V_{v,R}$  obtidos com a formulação proposta e via MEF para temperatura ambiente.



### 4.2.3 Modelo proposto comparado com a formulação existente para FMAV em situação de incêndio

Nas figuras 80 a 89, são apresentadas comparações entre a força cortante resistente à FMAV obtida a partir da formulação proposta e a partir da formulação de Justino (2018), bem como os erros relativos obtidos para as duas formulações. Os resultados analíticos obtidos com as duas formulações foram comparados com os resultados numéricos de Justino (2018), para diversas temperaturas de análise.

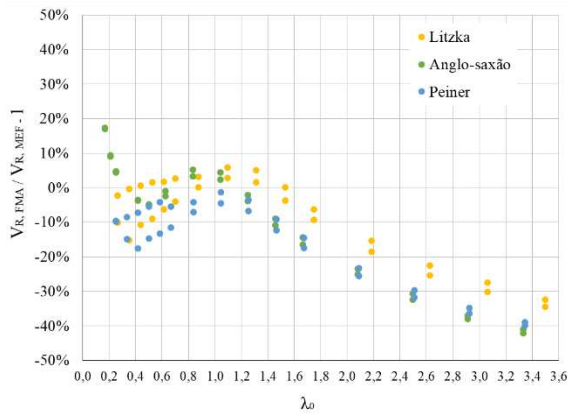
Figura 80 - Comparação entre a formulação proposta e a desenvolvida por Justino (2018) para vigas casteladas analisadas em temperatura ambiente.



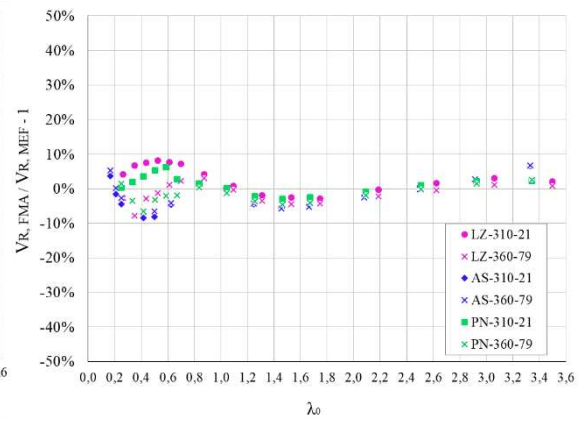
(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

Figura 81 – Diferença entre os valores  $V_R$  obtidos pelas formulações e numericamente para vigas casteladas analisadas em temperatura ambiente.

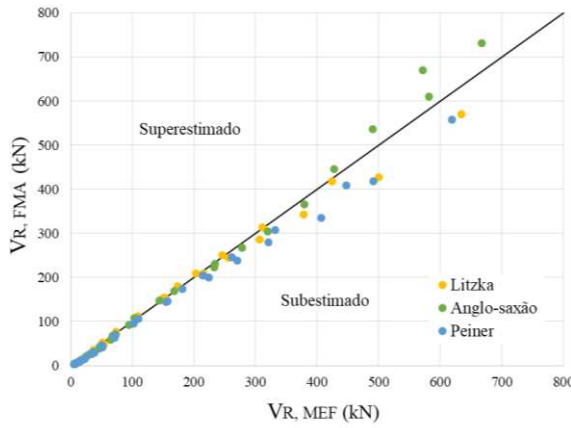


(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

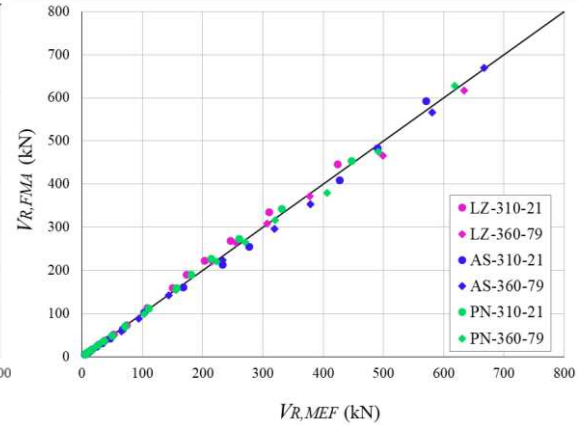


(b) Formulação Proposta

Figura 82 - Comparação entre a formulação proposta e a desenvolvida por Justino (2018) para vigas casteladas analisadas a 300 °C.

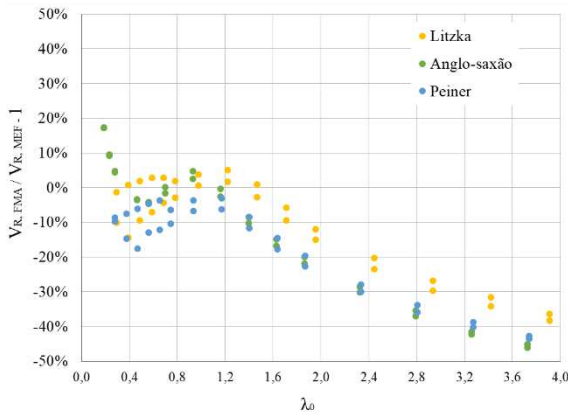


(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

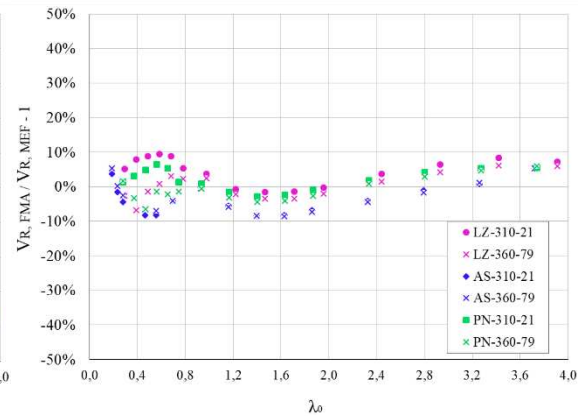


(b) Formulação Proposta

Figura 83 - Diferença entre os valores  $V_R$  obtidos pelas formulações e numericamente para vigas casteladas analisadas a 300 °C.

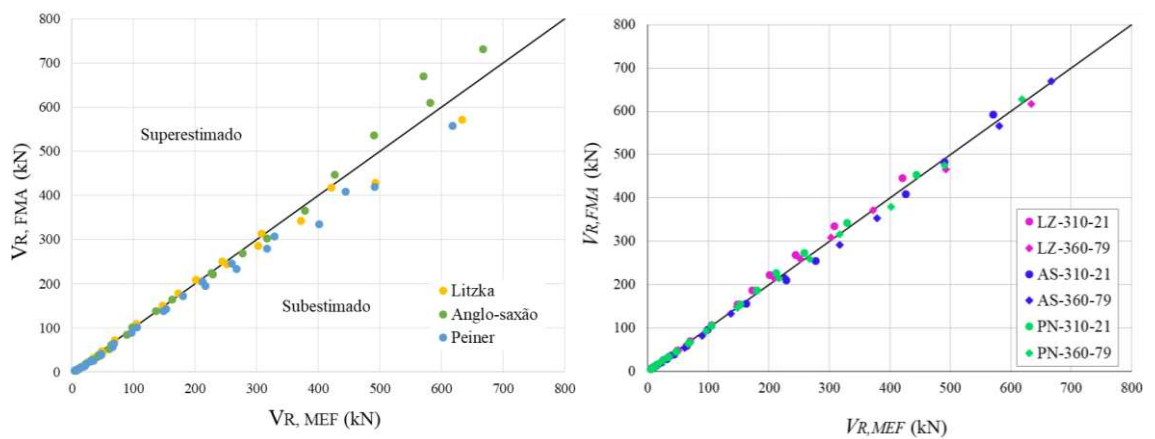


(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)



(b) Formulação Proposta

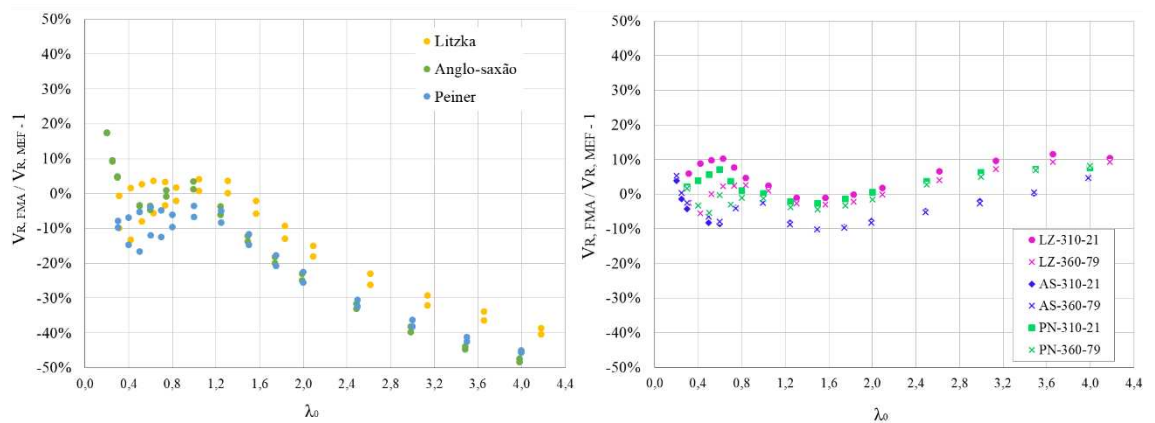
Figura 84 - Comparação entre a formulação proposta e a desenvolvida por Justino (2018) para vigas casteladas analisadas a 400 °C.



(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

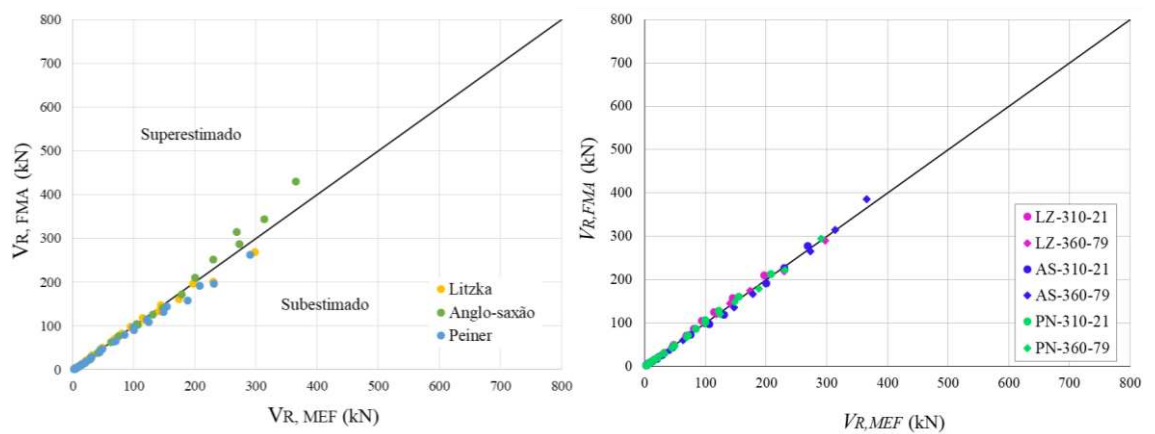
Figura 85 - Diferença entre os valores  $V_R$  obtidos pelas formulações e numericamente para vigas casteladas analisadas a 400 °C.



(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

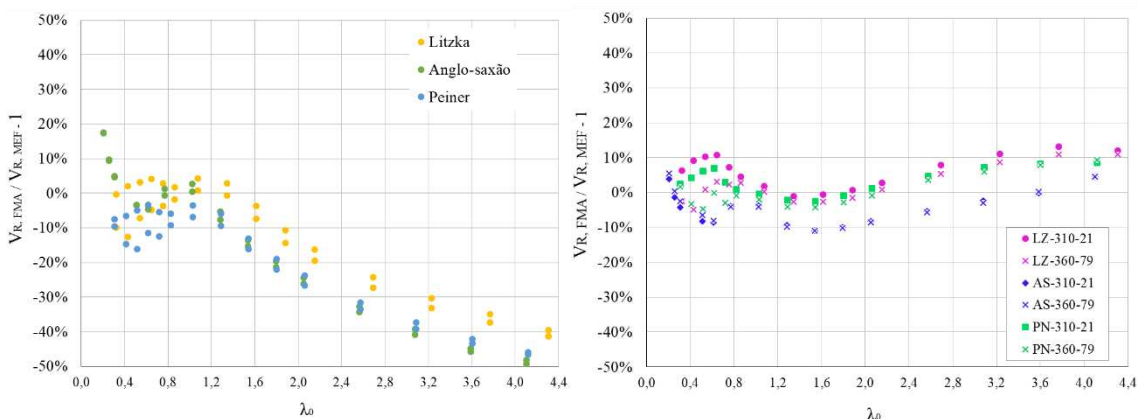
Figura 86 - Comparação entre a formulação proposta e a desenvolvida por Justino (2018) para vigas casteladas analisadas a 600 °C.



(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

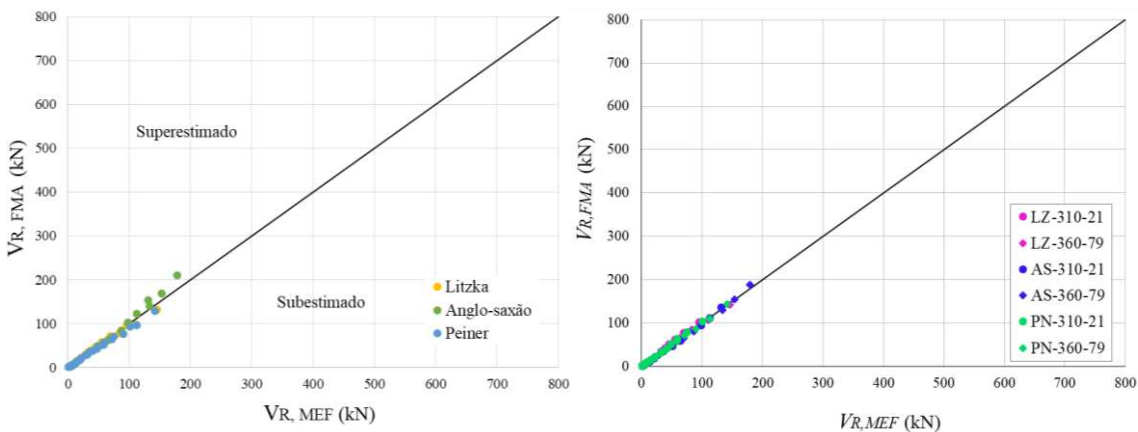
Figura 87 - Diferença entre os valores  $V_R$  obtidos pelas formulações e numericamente para vigas casteladas analisadas a 600 °C.



(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

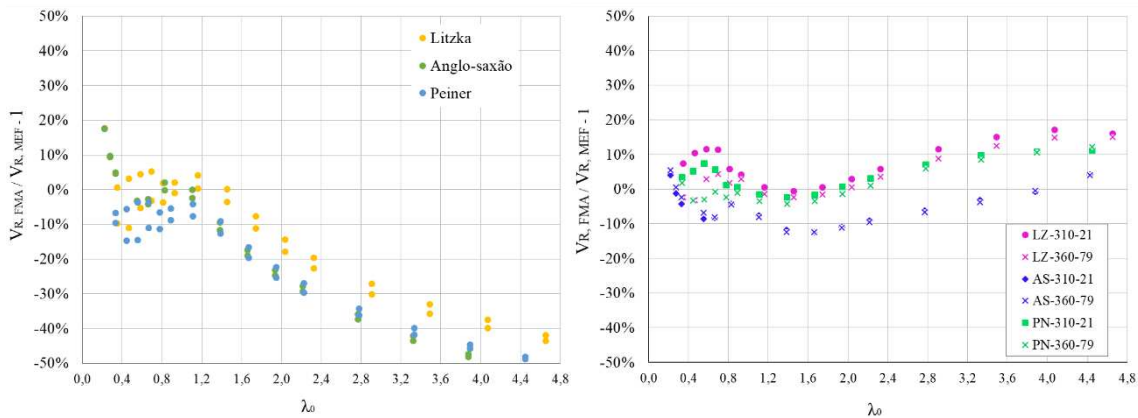
Figura 88 - Comparação entre a formulação proposta e a desenvolvida por Justino (2018) para vigas casteladas analisadas a 700 °C.



(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

Figura 89 - Diferença entre os valores  $V_R$  obtidos pelas formulações e numericamente para vigas casteladas analisadas a 700 °C.



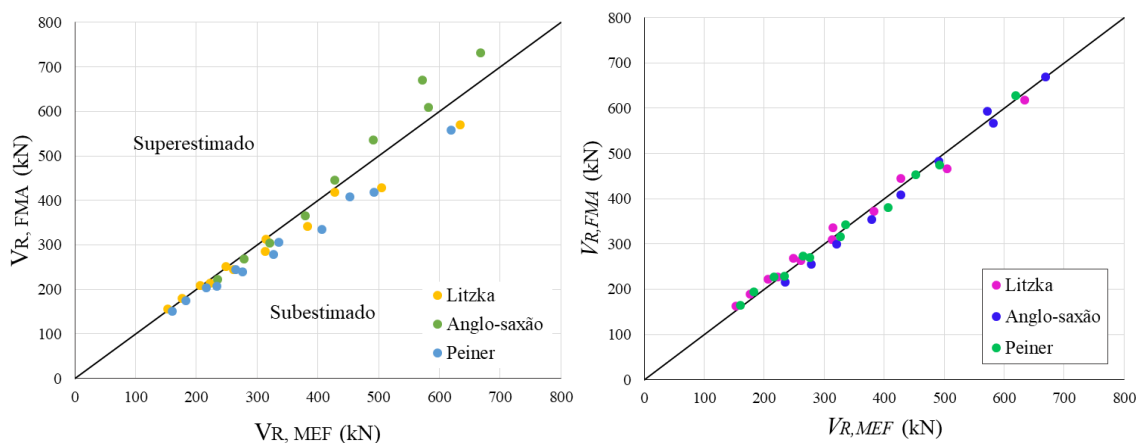
(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

Verifica-se que a formulação proposta apresentou resultados mais próximos aos obtidos numericamente, para todas as temperaturas analisadas, quando comparada com o resultado da formulação desenvolvida por Justino (2018). Observa-se que a relação  $V_{R,FMA} / V_{R,MEF}$  para a formulação de Justino (2018) varia de aproximadamente 20% (contrário à segurança) a -40% (a favor da segurança), enquanto que a formulação proposta varia entre 8,1% e -8,4%, para temperatura ambiente (Figura 80) . Ressalta-se que, conforme comentado no item 2.5, a formulação de Justino (2018) foi desenvolvida com base em uma curva única de resistência para os três padrões de castelação, podendo apresentar menor sensibilidade às alterações das características geométricas de cada modelo.

Na Figura 90 são apresentados os resultados obtidos com a formulação proposta e com a formulação desenvolvida por Justino (2018), apenas para os casos em que ocorreu a plastificação do montante. Observa-se que os resultados obtidos com a formulação proposta se aproximam mais dos resultados numéricos nos casos em que ocorre a plastificação do montante de alma, foco do presente trabalho.

Figura 90 - Comparação entre a formulação proposta e a desenvolvida por Justino (2018) para vigas analisadas em temperatura ambiente (apenas casos em que ocorreu plastificação).



(a) Formulação desenvolvida por Justino (2018)

(b) Formulação Proposta

Conclui-se que o modelo proposto, desenvolvido após Justino (2018), permitiu estimar com mais precisão a força resistente à FMAV, tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio, principalmente nos casos em que ocorre a plastificação do montante de alma, representando um avanço em comparação com o modelo anterior.

#### 4.2.4 Modelo proposto para FMAV comparado com os resultados numéricos deste trabalho

Com o objetivo de comparar a formulação proposta, baseada no modelo de montante isolado desenvolvido por Justino (2018), com os resultados numéricos de vigas completas, foram desenvolvidos modelos de vigas com os mesmos perfis estudados no item 3.3. Nesse estudo foi adotado o carregamento concentrado no meio do vão, visto que, com o carregamento distribuído, a maior parte dos modelos com comprimento de 3 metros falharam por flambagem do montante de alma por compressão, não sendo possível avaliar a falha por flambagem ou escoamento do montante por cisalhamento. Os resultados numéricos e analíticos, obtidos por meio da formulação proposta para flambagem do montante de alma, são apresentados na Tabela 12.

Nas vigas com perfis W410x38,8, W410x60 e W460x89 observou-se que a flambagem do montante de alma ocorreu em regime inelástico, pois  $V' < V_{cr}$  e  $\chi < 1$ . Nas vigas com perfil W410x85, como  $\chi=1$ , verificou-se a plastificação do montante de alma.

De acordo com a Tabela 12, pode-se observar que os valores analíticos, obtidos com a formulação proposta para verificação da FMAV, apresentam boa correlação com os valores numéricos das vigas que apresentaram esse modo de falha, mesmo nos casos em que ocorre o escoamento do montante por cisalhamento. As vigas padrão anglo-saxão mais esbeltas (perfis W410x38,8 e W410x60) apresentaram um valor analítico consideravelmente superior ao numérico.

Tabela 12 - Resultados numéricos e analíticos para as vigas com carregamento concentrado.

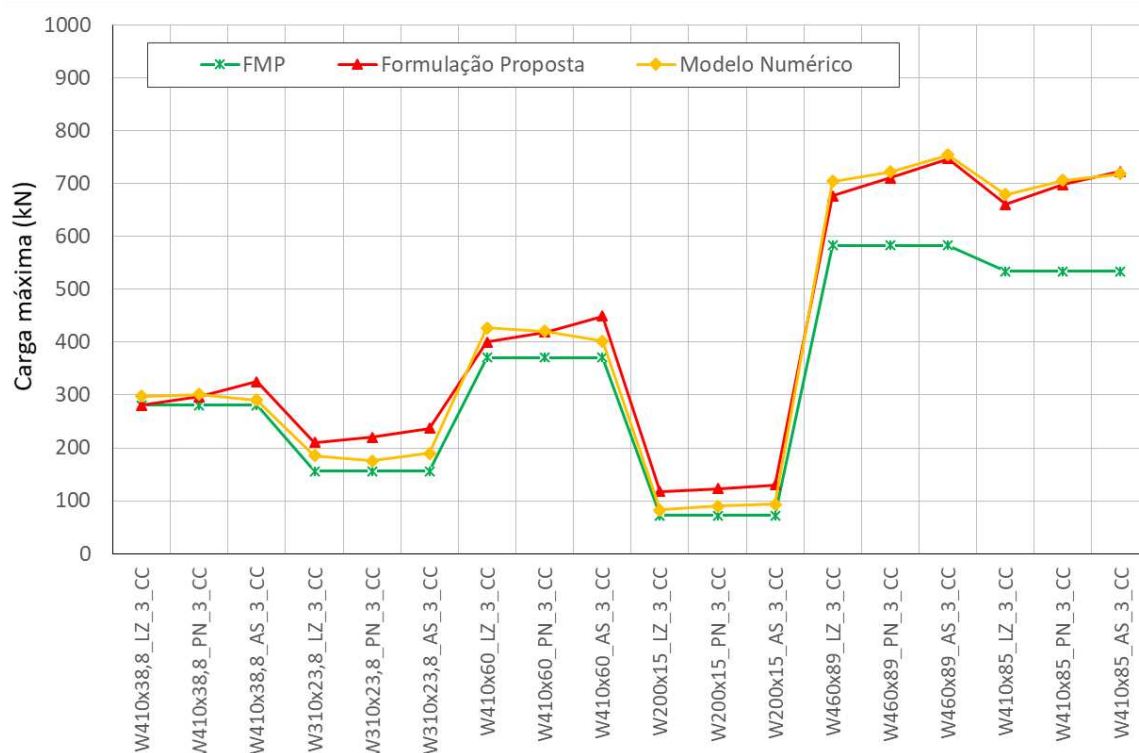
Perfil	Identificação	L (mm)	Relação L / dg	Relação h/ tw	Analítico $P_{FMAV}$ (kN)	Numérico (20° C)		$P_{FMAV}/$ $P_{MEF} -1$
						$P_{MEF}$ (kN)	Modo de colapso observado	
W410x38,8	W410x38,8_LZ_3_CC	3000	5,0	90,8	280,98	297,31	FMAV	-5,5%
	W410x38,8_PN_3_CC				296,63	301,26	FMAV	-1,5%
	W410x38,8_AS_3_CC				325,41	290,28	FMAV	12,1%
W310x23,8	W310x23,8_LZ_3_CC	3000	6,6	79,3	210,18	185,42	FMP-V 1°+ FMAV	13,4%
	W310x23,8_PN_3_CC				219,90	175,51	FMP-V 1°+FMAV	25,3%
	W310x23,8_AS_3_CC				236,92	189,82	FMP 1° + FMAV	24,8%
W410x60	W410x60_LZ_3_CC	3000	4,9	76,0	399,93	427,27	FMAV 1°+ FMP-V	-6,4%
	W410x60_PN_3_CC				418,78	421,09	FMAV	-0,5%
	W410x60_AS_3_CC				449,53	401,94	FMAV	11,8%
W200x15	W200x15_LZ_3_CC	3000	10,0	67,4	117,19	82,92	FMP-V	41,3%
	W200x15_PN_3_CC				123,04	90,05	FMP	36,6%
	W200x15_AS_3_CC				130,08	93,54	FMP	39,1%
W460x89	W460x89_LZ_3_CC	3000	4,3	62,8	676,75	704,02	FMAV 1°+FMP-V	-3,9%
	W460x89_PN_3_CC				711,04	722,16	FMAV	-1,5%
	W460x89_AS_3_CC				747,21	754,69	FMAV	-1,0%
W410x85	W410x85_LZ_3_CC	3000	4,8	54,1	660,97	679,75	FMAV + FMP-V	-2,8%
	W410x85_PN_3_CC				698,49	705,80	FMAV + FMP-V	-1,0%
	W410x85_AS_3_CC				723,09	719,12	FMAV 1°+ FMP-V	0,6%

FMP - Formação de mecanismo plástico devido ao momento fletor  
FMP-V - Formação de mecanismo plástico (Vierendeel)  
FMAV - Flambagem do montante de alma por cisalhamento

Verifica-se que a formulação analítica proposta para verificação da falha por flambagem do montante apresenta resultados superiores aos numéricos para os perfis W310x23,8 e W200x15, visto que a falha ocorreu primeiramente por mecanismo Vierendeel.

Na Figura 91 estão representados os resultados analíticos obtidos com a formulação para verificação do modo de falha por FMP e com a formulação desenvolvida para FMAV. Os resultados das formulações para verificação do escoamento do montante de alma por cisalhamento (EMAC) e do escoamento do montante de alma por flexão (EMAF) não foram plotados no gráfico da Figura 91, uma vez que a formulação proposta para flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) substitui as formulações de EMAC e EMAF, por contemplar a falha por escoamento do montante de alma.

Figura 91 - Resultados analíticos obtidos com a formulação proposta e resultados numéricos das vigas de 3 metros com carregamento concentrado.



Observa-se que a formulação para verificação da falha por FMP governou o dimensionamento para todas as vigas analisadas, inclusive nas vigas em que ocorreu a FMAV, sendo mais conservadora nas vigas menos esbeltas. Com base nos resultados, verifica-se que é necessário um ajuste na formulação para verificação da falha por formação de mecanismo plástico, pois como verificado anteriormente, é conservadora para os casos de vigas curtas.

Em relação à formulação proposta para FMAV, verifica-se que os resultados analíticos apresentam uma boa correlação com os resultados numéricos para os casos em que ocorreu a FMAV. Observa-se que, nos casos em que correu o mecanismo Vierendeel, a formulação desenvolvida para FMAV apresentou resultados superiores aos numéricos e aos obtidos por meio da formulação para FMP.

Com esse estudo conclui-se que a formulação proposta para FMAV representa de forma satisfatória o comportamento de vigas completas, sobretudo nos casos em que ocorre a plastificação do montante de alma por cisalhamento.

# 5

## Considerações finais

---

### 5.1 Conclusões

Neste trabalho, foi apresentado uma análise numérica para o estudo do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço em situação de incêndio, com ênfase nos modos de falha por plastificação. Para isto, utilizou-se um modelo numérico de Elementos Finitos, elaborado com o auxílio do *software* ABAQUS.

O modelo numérico de viga completa desenvolvido foi validado em temperatura ambiente com os resultados experimentais de Toprac e Cooke (1959) e de Vieira (2015a). Os resultados obtidos mostraram que o modelo numérico reproduz de forma satisfatória o comportamento das vigas casteladas, apresentando valores de capacidade de carga muito próximos aos experimentais, com uma representação adequada dos modos de falha. Também validou-se a hipótese de distribuição homogênea de temperatura ao longo do perfil, utilizada por Vimonsatit *et al.* (2007), Camargo (2010) e Justino (2018).

Neste estudo, foram analisadas vigas casteladas com perfis laminados brasileiros com esbeltez de alma variando na faixa  $34,9 \leq \lambda \leq 59,6$ . Para cada padrão de castelação foram modeladas vigas com vão de 3 metros e vigas com relação vão/altura igual a 20. As análises foram realizadas em temperatura ambiente (20 °C), e a 400 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C, totalizando 180 análises.

Para as vigas com relação vão/altura igual a 20, analisadas em temperatura ambiente, verificou-se que o colapso ocorreu por formação de mecanismo plástico por ação do momento fletor em todos os casos. Comparando-se os resultados analíticos obtidos com a formulação relacionada a este modo de falha com os resultados numéricos, conclui-se que a formulação apresenta boa correlação com os resultados numéricos, com um erro máximo de 2,13%. Porém, nas vigas em que o cortante é o esforço determinante (vigas curtas) o modelo analítico apresenta resultados conservadores, principalmente para as seções mais compactas.

Nas análises em temperatura elevada das vigas com relação vão/altura igual a 20, verificou-se que a variação do módulo de elasticidade não afetou de forma significativa a força última do modelo analisado a 400°C, visto que a falha por mecanismo plástico é influenciada apenas pela variação da resistência de escoamento. Nas vigas curtas (vão de 3 metros) observou-se que a variação do módulo de elasticidade dos modelos com 400°C afetou os resultados numéricos, apresentando uma redução da capacidade de aproximadamente 18%, em média.

De acordo com os resultados das análises numéricas em temperatura elevada, observou-se que, em alguns casos, os modos de falha sofreram mudanças com o aumento da temperatura. Para as vigas longas, observou-se que esse fenômeno ocorre nos padrões anglo-saxão com perfis mais esbeltos.

Com base no estudo realizado, são propostos modelos de predição da resistência dos modos de falha relacionados à plastificação, que podem ser utilizados para verificação tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio.

A formulação proposta para verificação do mecanismo plástico (FMP) em temperatura elevada foi desenvolvida com base na formulação existente, incorporando a degradação da resistência do material com o aumento da temperatura. Comparando-se os resultados numéricos com os obtidos por meio da formulação proposta, observou-se que o modelo de predição da resistência representa de forma satisfatória o comportamento do perfil em temperatura elevada, apresentando uma média que varia de 0,99 a 1,01 e coeficiente de variação de 0,62% a 1,14%.

Para desenvolvimento da formulação para verificação do escoamento do montante de alma, foram utilizados os dados numéricos de Justino (2018), obtidos a partir de um modelo de um montante isolado. O modelo de predição da resistência à FMAV de vigas

casteladas, que contempla a falha por escoamento do montante, foi desenvolvido segundo os mesmos procedimentos adotados por Grilo (2018) para vigas celulares, que usa a equação da tensão de von Mises como instrumento de ponderação entre a influência da tensão normal e da tensão de cisalhamento na plastificação. O modelo semiempírico proposto substitui as formulações antigas para verificação do escoamento do montante de alma por cisalhamento e por flexão. Verificou-se que as forças cortantes resistentes calculadas com a formulação proposta apresentam diferenças inferiores a 8,4%, para temperatura ambiente, quando comparadas às obtidas com os modelos numéricos. O modelo proposto para FMAV apresenta um avanço em comparação com o modelo analítico desenvolvido anteriormente por Justino (2018), permitindo estimar com mais precisão a força resistente à FMAV, tanto em temperatura ambiente quanto em situação de incêndio, principalmente nos casos em que ocorre a plastificação do montante de alma.

De acordo com o trabalho realizado, conclui-se que, desde que possuam uma adequada contenção lateral que evite FLT (flambagem lateral com torção) e mantendo a esbelteza da mesa de modo a evitar FLM (flambagem local da mesa), para dimensionamento das vigas alveolares é necessário verificar apenas a flambagem do montante de alma por cisalhamento (FMAV) e por compressão (FMAC) e a formação de mecanismo plástico (FMP). Assim, no tocante às vigas casteladas, o presente trabalho contempla o estudo de dois dos modos de falha citados (FMAV e FMP), propondo modelos de predição da resistência capazes de representar o comportamento do perfil em temperatura ambiente e em situação de incêndio, fornecendo resultados melhores que outros modelos pré-existentes.

## **5.2 Sugestões para trabalhos futuros**

Durante a realização deste trabalho, uma série de questões emergiram, indicando a possibilidade de outras investigações, dentre as quais citam-se:

- realizar uma análise termomecânica dos modelos para verificar se a resistência última atingida sob gradiente de temperatura difere da estimada pelo modelo analítico proposto deduzido com base na hipótese de temperatura constante no perfil;
- realizar uma análise de confiabilidade para obtenção das equações de resistência característica;

- realizar estudos experimentais e numéricos para avaliar o modo de falha por flambagem do montante de alma por compressão sob carregamento distribuído;
- realizar estudos sobre o modo de falha por formação do mecanismo plástico em vigas curtas, visando ajustar a formulação para esses casos.

Na ocasião do fechamento deste trabalho, Grilo (2018) constatou em suas análises que os resultados do modelo numérico de um montante isolado não condizem apropriadamente com os resultados de experimentos com vigas curtas, notadamente aquelas que possuem apenas dois alvéolos em cada metade da viga, como várias das vigas ensaiadas por Vieira (2015), Sakiyama (2018) e Grilo (2018), devido a um efeito, chamado por Grilo (2018) de “efeito de borda”, caracterizado por um aumento da rigidez e da resistência do quadro formado pelos banzos que circunscreve o montante de alma entre os dois alvéolos adjacentes. Cabe ressaltar aqui que Grilo (2018) ajustou as condições de contorno do seu modelo de montante isolado de forma a eliminar a influência do efeito de borda, enquanto Justino (2018) calibrou seu modelo de montante isolado com resultados experimentais de vigas casteladas muito curtas (que, supostamente, sofrem efeito de borda). Diante disso, seria interessante cotejar os resultados de Justino (2018), que serviram de referência para o ajuste do modelo relativo à FMAV neste trabalho, com novas análises que levem em consideração o efeito de borda e avaliar se as diferenças seriam relevantes, justificando reajuste das curvas de resistência.

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ABNT NBR 14323:2012. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios em situação de incêndio. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, 2012.
- ABNT NBR 14432:2001. Exigências de resistência ao fogo de elementos construtivos de edificações - Procedimento. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, 2001.
- ABNT NBR 15200:2012. Projeto de estruturas de concreto em situação de incêndio. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, 2012.
- ABNT NBR 15575-1:2013. Edificações habitacionais – Desempenho – Parte 1: Requisitos gerais. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, 2013.
- ABNT NBR 8800:2008. Projeto de estruturas de aço e de estruturas mistas de aço e concreto de edifícios. Associação Brasileira de Normas Técnicas. Rio de Janeiro, 2008.
- ABREU, L. M. P. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2011.
- BAILEY, C. Indicative fire tests to investigate the behavior of cellular beams protected with intumescent coatings. *Fire Safety Journal*, 39:689-709, 2004.
- BAKE, S.; BAILEY, C. G. Performance of cellular steel beams at ambient and elevated temperatures. In: SEMC 2007: The Third International Conference on Structural Engineering, Mechanics and Computation 3, 2007. University of Cape Town, South Africa, 1268-1273, 2007.
- BEDNAR, J.; WALD, F.; STUJBEROVA, M. Fire Test of Composite Floor with Castellated Beams. Conference: Structures in Fire, 484 - 491, 2010.
- BERNARDES, G. F. Dimensionamento em Situação de Incêndio de Perfis em Aços Estruturais Convencionais e Aços Resistentes ao Fogo. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG, Belo Horizonte, MG, Brasil, 2002.
- BEZERRA, E. M. Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço casteladas. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2011.
- BIHINA, G.; ZHAO, B.; BOUCHAIR, A. Behaviour of composite steel–concrete cellular beams in fire. *Engineering Structures*, 56: 2217-2228, 2013.

- BRINKHUS, R. N. Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, 2015.
- CALDAS, R.B. Análise Numérica de Estruturas de Aço, Concreto e Mistas em Situação de Incêndio. Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2008.
- CAMARGO, A.L. Determinação da Capacidade Resistente à Força Cortante de Perfis de Alma Senoidal em Situação de Incêndio. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2010.
- CHUNG, K. F.; LIU, T. C. H.; KO, A. C. H. Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings. *Journal of Constructional Steel Research*. 57:467-490; 2001.
- CHUNG, K. F.; LIU, C. H.; KO, A. C. H. Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design using a general moment-shear interaction curve. *Journal of Constructional Steel Research*, 59: 1177- 1200, 2003.
- CIMADEVILA, J. E.; GUTIÉRREZ, E. M.; RODRIGUEZ, J. A. V. Vigas Alveoladas. A Coruna: Biblioteca Técnica Universitária, 2000.
- DELESQUES, R.; Stabilité des montants des poutres ajourées. *Construction Métallique*, 3:26-33, 1968.
- DELESQUES, R.; Le calcul des poutres ajourées. *Construction Métallique*, 4:41-51, 1969.
- DEMIRDJIAN, S.; Stability of castellated beam webs, Master Thesis, Department of Civil Engineering and Applied Mechanics, McGill University, Montreal, Canada, 1999.
- EARLS, C.J. On the inelastic failure of high strength steel I-shaped beams. *Journal of constructional Steel Research*, 49:1-24; 1999.
- ELLOBODY, E. Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes. *Thin-Walled Structures*, 2011.
- ELLOBODY, E.; YOUNG, B. Nonlinear analysis of composite castellated beams with profiled steel sheeting exposed to different fire conditions. *Journal of Constructional Steel Research*, 113: 247-260, 2015.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Design of steel structures: Part 1-1: General rules and rules for buildings, 1992, and Amendment A2 of Eurocode 3: Annex N ‘Openings in webs’, London, UK: British Standards Institution. Eurocode 3 - EN 1993-1-1:1998.
- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Design of steel structures: Part 1-2: General rules - Structural fire design. Eurocode 3 - EN 1993-1-2: 2005.

- EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. Design of composite steel and concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. Eurocode 4 - EN 1994-1-2: 2005.
- FALTUS, F.; Berechnung von Wabenträgern. *Acier*, 5:245-248, 1966.
- FERRARI, G. A. Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas alveolares mistas de aço e concreto. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2013.
- GAMA, F. O. M.; LIMA, L. R. O.; VELLASCO, P. C. G. S.; SILVA, J. G. S. Avaliação numérica de estabilidade lateral de vigas casteladas. *Blucher Mechanical Engineering Proceedings*. Vol. 1, 2014.
- GIBSON, J. E., JENKINS, W. M. An investigation of the stresses and deflections in castellated beams. *The Stuctural Engineer*, 35:467-479, 1957.
- GONÇALVES, A. B. Modelo analítico para dimensionamento de vigas alveolares mistas de aço e concreto. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2015.
- GRILO, L. F. Formulação para Determinação da Força Cortante Resistente de Flambagem do Montante de Alma em Vigas Celulares de Aço. Tese de Doutorado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2018.
- HALLEUX, P.; Étude expérimentale et technique du compartement élastique des poutres métalliques à âme évidée; *Revue Française de Mécanique*, 123-140, 18/19 (1966).
- HIBBITT; KARLSSON; SORENSEN. ABAQUS/Standard – User’s manual, Vol. I, II e III, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc, EUA, 2009.
- ISO 834-1. Fire resistance tests – Elements of buildings construction, Part 1: General requirements. ISO – International Organization for Standardization. Geneva, 1999.
- JUSTINO, L. G. Análise da Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento em Vigas Casteladas de Aço em Situação de Incêndio. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2018.
- KERDAL, D.; NETHERCOT D. A. Failure modes for castellated beams. *Journal of Constructional Steel Research*. 4:295-315, 1984.
- KOLOSOWSKI, J.; Stresses and deflections in castellated beams. *The Stuctural Engineer*, 42:19-24, 1964.
- LAMEIRAS, C.R. L. Estudo de nós soldados tipo k de treliças planas constituídas por seções tubulares circulares de aço. Dissertação de mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2008.

- LANDESMANN, A. Modelo Não-Linear Inelástico para Análise de Estruturas Metálicas Apertadas em Condições de Incêndio. Tese de Doutorado, COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, 2003.
- LLEONART, J. M. Geometria de los perfiles alveolares. Informes de la Construccion, 40: 51-64, 1988.
- MARTINHO, M. R. L. Vigas de Aço Alveoladas: Análise e Dimensionamento Estrutural. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Ciências e Tecnologia, Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, 2014.
- MENKULASI, F; MOEN, C.D.; EATHERTON, M. R.; KURUPPUARACHCHI, D. Investigation of Stiffener Requirements in Castellated Beams. Annual Stability Conference, Nashville, Tennessee, 2015.
- MENKULASI, F; MOEN, C.D.; EATHERTON, M. R.; KURUPPUARACHCHI, D. Investigation of Web Post Compression Buckling Limit State and Stiffener Requirements in Castellated Beams. Engineering Journal, 21-43; 2017.
- MESQUITA, L.; GONÇALVES, J.; GONÇALVES, G.; PILOTO, P.; ABDELHAK, K. Intumescent fire protection of cellular beams. X Congresso de Construção Metálica e Mista, Coimbra, Portugal, 2015.
- MOUÇO, D.L. Modelo Inelástico para Análise Avançada de Estruturas Mistas Aço-Concreto em Situação de Incêndio. Dissertação de Mestrado, COPPE/UFRJ. Rio de Janeiro, 2008.
- NADJAI, A.; VASSART, O.; ALI, F.; TALAMONA, D.; ALLAM, A.; HAWES, M. Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures. Fire Safety Journal, 42: 489-497, 2007.
- NADJAI, A.; PETROU, K.; HAN, S.; ALI, F. Performance of unprotected and protected cellular beams in fire conditions. Construction and Building Materials, 579:588-105, 2016.
- NADJAI, A.; HAN, S.; ALI, F.; ALAM, N.; ALLAM, A. Fire resistance of axial restraint composite floor steel cellular beams. Journal of Constructional Steel Research, 229:237-136, 2017.
- NAILI, E.; NADJAI, A.; HAN, S.; ALI, F.; CHOI, S. Experimental and Numerical Modelling of Cellular Beams with Circular and Elongated Web Openings at Elevated Temperatures. Journal of Structural Fire Engineering, 2: 289-300, 2011.
- NAJAFI, M.; WANG, Y.C. Axially restrained steel beams with web openings at elevated temperatures, part 2: Development of an analytical method. Journal of Constructional Steel Research, 687:705-128, 2017.
- NETHERCOT, D. A.; KERDAL, D. Lateral-torsional buckling of castellated beams. The Structural Engineer. 60B:53-61, 1982.

- NEVES, P. A. Avaliação do Desempenho Estrutural de Perfis Castelados de Aço sob Compressão Axial. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2018.
- OLIVEIRA, L. B. Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, UFV, Viçosa, 2012.
- PANEDPOJAMAN P., RONGRAM T. Design Equations for Vierendeel Bending of Steel Beams with Circular Web Openings. Proceedings of the World Congress on Engineering 2014 Vol. II, WCE 2014, July 2 - 4, 2014.
- PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. Novel simplified equations for Vierendeel design of beams with (elongated) circular openings. Journal of Constructional Steel Research, 112:10-21; 2015.
- PIERIN, I.; SILVA, V.P.; LA ROVERE H.L. Análise térmica de estruturas bidimensionais em situação de incêndio. Revista IBRACON de Estruturas e Materiais, vol. 8, pp. 25-48, 2015.
- PIRMOZ, A.; DARYAN, A. S. Nonlinear behavior of castellated beams subjected to moment gradient loading. Fifth International Conference on Seismology and Earthquake Engineering, 2007.
- REDWOOD, R.G.; MCCUTCHEON, J.O. Beam tests with un-reinforced web openings. Journal Struct Div, Proc ASCE, 94:1-17; 1968.
- REDWOOD, R., DEMIRDJIAN, S.; Castellated beam web buckling in shear; Journal of Structural Engineering, 124: 1202-1207, 1998.
- REIS, A.; CAMOTIM, D. Estabilidade Estrutural. McGraw-Hill. Lisboa, Portugal, 2001.
- RIBEIRO, J.C.L. Simulação Via Método dos Elementos Finitos da Distribuição Tridimensional de Temperatura em Estruturas em Situação de Incêndio. Dissertação de Mestrado, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2004.
- RIBEIRO, J.C.L. Desenvolvimento e Aplicação de Sistema Computacional para Simulação via Método dos Elementos Finitos do Comportamento de Estruturas de Aço e Mistras em Situação de Incêndio. Tese de Doutorado, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2009.
- RIGOBELLO, R. Desenvolvimento e aplicação de código computacional para análise de estruturas de aço aperticadas em situação de incêndio. Tese de Doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos/USP. São Carlos, 2011.
- SAKIYAMA, E. K. H. Estudo Numérico-Experimental da Flambagem do Montante de Alma por Cisalhamento em Vigas Casteladas Soldadas. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil, UFV, Viçosa, 2018.
- SHANMUGAM, N. E., LIAN. V. T. E THEVENDRAN, V. Finite Element Modelling of Plate Girders with Web Openings. Thin - Walled Structures, 40: 443-464, 2002.

- SILVEIRA, E. G. D. Avaliação do comportamento de vigas alveolares de aço com ênfase nos modos de colapso por plastificação. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Viçosa- UFV. Viçosa-MG. 2011.
- SOLTANI, M. R., BOUCHAIR, A. E MIMOUNE, M. Nonlinear FE Analysis of the Ultimate Behavior of Steel Castellated Beams. *Journal of Constructional Steel Research*, 70: 101-114, 2012.
- SONCK, D.; VAN IMPE, R.; BELIS, J.; VANDEBROEK, M. Buckling failure of compressed cellular members. 35th Annual symposium of IABSE, 2011.
- SONCK, D. Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns. Tese de Doutorado, Ghent University, Bélgica, 2014.
- TKALČEVIĆ, V.; DŽEBA I.; ANDROIĆ B. Pouzdanost sačastih nosača na bočno-torzijsko izvijanje. *Građevinar*. 59:311-318, 2007.
- TEIXEIRA, F. B. Análise Numérica de Perfis Alveolares de Aço. Dissertação de mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2017.
- THEVENDRAN, V.; SHANMUGAM, N. E. Lateral Buckling of Doubly Symmetric Beams Containing Openings. *Journal of Engineering Mechanics*. ASCE. No.7. 117: 1427-41, 1991.
- TOPRAC, A. A.; COOKE, B. R. An experimental investigation of open-web beams. *Welding Research Council Bulletin Series*, No.47. New York, 1959.
- TSAVDARIDIS, K. D.; D' MELLO, C. Web buckling study of the behavior and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes. *Journal of Constructional Steel Research*, 67: 1605-1620, 2011.
- VAN OOSTROM J., SHERBOURNE A. N. Plastic Analysis of Castellated Beams - II Analysis and Tests. *Computer & Structures*. 2:111-140, 1972.
- VASSART, O.; BOUCHAIR, A.; NADJAI, A. Analytical Model For The Web Post Buckling Incellular Beams Under Fire. Conference: Structures in Fire, 3-11, 2008.
- VERÍSSIMO, G. S.; PAES, J. L. R.; FAKURY, R. H.; RODRIGUES, F. C. Estudo de vigas de aço alveolares fabricadas a partir de perfis laminados brasileiros. Relatório de Pesquisa – Projeto TEC-APQ-01429-08. Universidade Federal de Viçosa. Viçosa-MG, 2010.
- VERÍSSIMO, G. S.; VIEIRA, W. B.; SILVEIRA, E. G.; RIBEIRO, J. C. L.; PAES, J. L. R.; BEZERRA, E. M.; CASTRO E SILVA, A. L. R.; FAKURY, R. H. Dimensionamento de vigas alveolares de aço. *CONSTRUMETAL 2012: Congresso Latino-Americano da Construção Metálica*. São Paulo, 2012.
- VIEIRA, W. B. Simulação numérica do comportamento estrutural de vigas casteladas de aço com ênfase na flambagem do montante de alma. Dissertação de Mestrado.

Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2011.

- VIEIRA, W. B. Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço. Tese de Doutorado. Departamento de Engenharia Civil, Centro de Ciências Exatas e Tecnológicas, UFV, Viçosa, 2015a.
- VIEIRA, D.Z. Avaliação crítica de um modelo analítico para dimensionamento de vigas casteladas e aplicação ao projeto de um sistema de piso. Trabalho final de curso. Universidade Federal de Viçosa - UFV. Viçosa-MG, 2015b.
- VIEIRA, H.C. Análise Numérica da Flambagem do Montante de Alma devida ao Cisalhamento em Vigas de Aço Celulares. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, EE/UFMG. Belo Horizonte, 2014.
- VIMONSATIT et al. - Vimonsatit, V.; Tan, KH. e Ting, SK. Shear strength of plate girder web panel at elevated temperature. *Journal of Constructional Steel Research*, 63 (2007), 1442-1451, 2007a.
- VIMONSATIT et al. - Vimonsatit, V.; Tan, KH. e Ting, SK. Testing of plate girder web panel loaded in shear at elevated temperature. *Journal of Structural Engineering*, (Junho 2007), 815-824, 2007b.
- WANG, P.; WANG, X.; LIU, M. Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire. *Thin-Walled Structures*, 85:441-455; 2014a.
- WANG, P.; MA, Q.; WANG, X. Investigation on Vierendeel mechanism failure of castellated steel beams. *Engineering Structures*, 74: 44-51, 2014b.
- WANG, P.; GUO, K.; LIU, M.; ZHANG, L. Shear buckling strengths of web-posts in a castellated steel beam with hexagonal web openings. *Journal of Constructional Steel Research*, 121: 173-184, 2016.
- WANG, Y.; JIA, L.; LI, X. Investigation on Behavior of Castellated Composite Beams under Fire. *MATEC Web of Conferences* 175, 2018.
- WARD, J. K. Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams. The Steel Construction Institute, 1990.
- WARD, J. K. Design of Composite and Non-Composite Cellular Beams. The Steel Construction Institute, 2ª edição, 1994.
- WONG, V. B.; BURGESS, I.; PLANK, R. Behavior of Composite Cellular Steel-Concrete Beams at Elevated Temperatures. *Steel Structures*, 9: 29-37, 2009.
- WONG, V. B.; BURGESS, I.; PLANK, R. Behaviour of composite floor beam with web openings at high temperatures. In: *SDSS' Rio 2010 - Stability And Ductility Of Steel Structures*. Rio de Janeiro, 2010.

ZAROOR, W., REDWOOD, R. Web Buckling en Thin-Webbed Castellated Beams.  
Journal of Structural Engineering, 122: 860-866, 1996.