



# Resistência ao fogo de vigas alveolares

Mychel Sandri

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em **Engenharia Industrial**, ramo  
Engenharia Mecânica.

Bragança  
Julho 2021





# Resistência ao fogo de vigas alveolares

Mychel Sandri

Dissertação apresentada à **Escola Superior de Tecnologia e de Gestão de Bragança** para obtenção do Grau de Mestre em **Engenharia Industrial**, ramo Engenharia Mecânica. No âmbito da Dupla Diplomação com a **Universidade Tecnológica Federal do Paraná**

Orientador IPB:

**Prof. Dr. Luís Manuel Ribeiro Mesquita**

Coorientador UTFPR:

**Prof. Dr. Diego Rizzotto Rossetto**

Esta dissertação não inclui as críticas e sugestões feitas pelo Júri.



# Dedicatória

Dedico este trabalho a minha família.

# Agradecimentos

Primeiramente, gostaria de agradecer a minha família, em especial meus pais Benjamin e Arcelina, por sempre me apoiarem e me orientarem em minhas decisões, além de prover suporte para que meus objetivos pudessem ser alcançados.

Agradeço ao meu orientador Professor Doutor Luís Mesquita, que sempre se disponibilizou para sanar minhas dúvidas, fornecendo auxílio de forma clara e concisa, auxiliando nos ensaios experimentais, os quais eu não tinha tanta familiaridade. Também agradeço ao meu co-orientador Professor Doutor Diego Rosseto, que esteve presente não só durante meu mestrado como também durante toda minha graduação.

Aos colegas e técnicos dos laboratórios do IPB, em especial ao colega João e a Engenheira Luisa, ambos estiveram presentes me auxiliando a realizar todo meu trabalho experimental, garantindo que mesmo nas situações adversas decorrentes dos confinamentos, todos os ensaios planejados fossem realizados com sucesso.

Aos amigos que conheci durante minha graduação na UTFPR, com os quais passei muitos momentos felizes, mas também foram a companhia durante as dificuldades ao longo das matérias.

E por fim, agradeço aos amigos que fizeram parte do meu mestrado, em especial aqueles com quem morei durante grande parte do meu intercâmbio, Sullivan, William, Laura, Samuel e Ana. Com esses amigos compartilhei muitos momentos felizes entre viagens e noites de conversas, e nos momentos mais difíceis pude contar com a ajuda deles.

# Resumo

Vigas alveolares são vigas que apresentam aberturas em suas almas. A inserção destas aberturas causam boas características arquitetônicas, mas a principal motivação é o desempenho mecânico, superando vão mais longos quando comparado com vigas sólidas, reduz a massa da viga e possibilita a passagem de instalações técnicas através das aberturas. Entretanto, vigas alveolares estão sujeitas a modos de falha específicos diferentes das vigas sólidas, como o mecanismo de Vierendeel, encurvadura do montante da alma ou colapso plástico da seção 2-tê. Este trabalho objetiva analisar o comportamento de vigas alveolares em temperatura ambiente e elevada, representando uma situação de incêndio. Um conjunto de experimentos foram realizados em vigas IPE220, de aço classe S275, com aberturas na alma dispostas em diferentes formatações. As vigas foram fixadas pela extremidade e foi aplicada uma carga incremental na extremidade livre até o colapso da viga. Durante os ensaios, o deslocamento vertical da extremidade livre foi medido por meio de um transdutor diferencial linear, e as deformações no entorno das aberturas e alma da viga por meio de extensômetros. Para ensaios a temperatura elevada, resistências electro-cerâmicas foram utilizadas para o aumento da temperatura à uma taxa de 800 [°C/h] até o estado estacionário de temperatura constante e igual a 600 [°C] ser atingido, e a carga mecânica começou a ser aplicada até o colapso da viga. Os resultados experimentais foram comparados com valores numéricos obtidos em um modelo de elementos finitos usando o software Ansys, considerando comportamento não linear geométrico e material. Um processo incremental e iterativo foi usado, com o método de Newton-Raphson. Curvas experimentais e numéricas de carga vs deslocamento foram comparadas e também as cargas de colapso de cada viga. Os ensaios experimentais permitiram calibrar o modelo

numérico e expandir seu uso para outras configurações geométricas.

**Palavras-chave:** Vigas alveolares, mecanismo de Vierendeel, temperaturas elevadas.

# Abstract

Cellular beams are beams that present openings in the web. The insertion of these openings can cause a good architectural characteristic, but the main reason is to improve the mechanical performance, overcoming larger spans compared to the original solid beams, reducing its weight in addition to the passage of technical installations through the openings. However, cellular beams are subject to specific failure modes, different from solid beams, such as the Vierendeel mechanism, the web-post buckling or the 2T plastic collapse, among others. This work aims to analyse the behaviour of cellular beams at ambient and elevated temperatures, representing the effect of a fire situation. A set of experimental tests were performed in IPE220 steel beams, class S275, with openings in their webs, considering different diameters and web post widths. The cantilever beams were fixed at one end and subjected to an incremental concentrated load at the free end until the collapse. During experimental tests the vertical displacement at the free end was measured using a potentiometric wire gauge, and the strains around the holes and at the web post were measured by extensometers. For tests at elevated temperatures electro-ceramic resistances were used to increase the temperatures at a heating rate of 800 [°C/h] until a steady state regime of a constant temperature equal to 600[°C] was attained and the mechanical load started to be applied until the collapse. The experimental results were compared with numerical results obtained from the finite element method using the software Ansys, considering nonlinear geometric and material simulations. The model includes local geometric imperfections based on the first buckling mode. An incremental and iterative procedure was used, with the Newton-Raphson method. Experimental and numerical load vs displacement curves are compared and the collapse loads obtained for

each beam. The experimental tests allowed to calibrate the numerical model and expand it for other geometric configurations.

**Keywords:** Cellular beams, Vierendeel mechanism, high temperatures.

# Conteúdo

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>1</b>
1.1	Contexto e Motivação . . . . .	1
1.2	Objetivos . . . . .	3
1.3	Organização da tese . . . . .	3
<b>2</b>	<b>Revisão Bibliográfica</b>	<b>5</b>
2.1	Vigas alveolares . . . . .	5
2.1.1	Vigas casteladas . . . . .	8
2.1.2	Vigas Alveolares . . . . .	10
2.1.3	Vigas senoidais . . . . .	11
2.2	Fabricação de vigas alveolares . . . . .	12
2.3	Modos de falha . . . . .	14
2.3.1	Encurvadura do montante da alma . . . . .	15
2.3.2	Mecanismo de Vierendeel . . . . .	16
2.3.3	Ruptura da solda no montante da alma . . . . .	17
2.4	Características geométricas . . . . .	17
2.5	Influência de altas temperaturas . . . . .	19
2.6	Estado da arte . . . . .	21
<b>3</b>	<b>Verificação de segurança de vigas alveolares</b>	<b>33</b>
3.1	Caracterização do material a temperatura ambiente . . . . .	34
3.2	Comportamento do material a temperaturas elevadas . . . . .	35

3.2.1	Condutividade térmica do aço . . . . .	35
3.2.2	Calor específico . . . . .	36
3.2.3	Expansão térmica . . . . .	37
3.3	Classificação da secção transversal . . . . .	40
3.3.1	Classificação de componentes internos . . . . .	41
3.3.2	Classificação de componentes externos . . . . .	42
3.3.3	Classificação da secção de perfis alveolares . . . . .	43
3.4	Capacidade resistente das vigas . . . . .	44
3.4.1	Resistência à flexão . . . . .	45
3.4.2	Resistência ao corte . . . . .	47
3.4.3	Resistência à encurvadura do montante da alma . . . . .	49
3.4.4	Resistência em flexão de Vierendeel . . . . .	50
3.5	Resultados analíticos . . . . .	53
<b>4</b>	<b>Ensaaios experimentais</b>	<b>59</b>
4.1	Instrumentação e medições experimentais . . . . .	61
4.1.1	Setup experimental à temperatura ambiente . . . . .	62
4.1.2	Temperaturas elevadas . . . . .	64
4.2	Resultados experimentais . . . . .	67
4.2.1	Ensaaios a temperatura ambiente . . . . .	69
4.2.2	Ensaaios a temperatura elevada . . . . .	73
<b>5</b>	<b>Simulações numéricas</b>	<b>83</b>
5.1	Modelo numérico . . . . .	85
5.2	Propriedade dos materiais . . . . .	87
5.3	Descrição das simulações numéricas . . . . .	88
5.3.1	Análise estática linear elástica . . . . .	88
5.3.2	Análise térmica estacionária . . . . .	89
5.3.3	Análise linear de encurvadura . . . . .	91
5.3.4	Análise estática não linear . . . . .	92

<b>6</b>	<b>Resultados e discussão</b>	<b>101</b>
<b>7</b>	<b>Conclusões</b>	<b>109</b>
7.1	Proposta de trabalhos futuros . . . . .	110
<b>A</b>	<b>Scripts MATLAB</b>	<b>A1</b>
A.1	Verificação das resistências . . . . .	A1
A.2	Método alternativo para verificação da resistência a flexão de Vierendeel .	A12
<b>B</b>	<b>Resultados experimentais</b>	<b>B1</b>
<b>C</b>	<b>Resultados numéricos</b>	<b>C1</b>

# Lista de Tabelas

2.1	Fatores de redução do aço carbono em altas temperaturas, adaptado de [6].	20
3.1	Resultados da caracterização do material das vigas a serem ensaiadas, [16].	34
3.2	Resultados da caracterização do material das vigas a serem ensaiadas, [16].	39
3.3	Limites da classificação de componentes internos, [29]. . . . .	42
3.4	Limites da classificação de componentes em consola, [29]. . . . .	42
3.5	Comprimento efetivo em função do tipo de abertura, adaptado de [10]. . .	43
3.6	Dimensões utilizadas para cálculos analíticos das vigas alveolares . . . . .	45
3.7	Valores obtidos analiticamente para os métodos de determinação de resistência a flexão em vigas alveolares, [kNm]. . . . .	47
3.8	Valores obtidos analiticamente para os métodos de determinação de resistência ao corte em vigas alveolares, [kN]. . . . .	49
3.9	Comprimento efetivo da abertura para diferentes tipos de aberturas, adaptado de [10]. . . . .	51
3.10	Valores da resistência a flexão de Vierendeel para diferentes secções da primeira abertura, [kN]. . . . .	54
3.11	Valores da resistência a flexão de Vierendeel para diferentes secções da primeira abertura na temperatura de 600 °C, [kN]. . . . .	55
3.12	Valores de resistências da vigas, obtidos analiticamente. . . . .	55
3.13	Valores de cargas limites para cada modo de falha analisados na secção transversal do centro da primeira abertura, em kN. . . . .	56

3.14	Valores de resistências a flexão e ao corte para situação de viga alveolar e sólida. . . . .	56
4.1	Dimensões utilizadas no posicionamento dos extensômetros. . . . .	63
4.2	Temperaturas registradas no momento de início da aplicação da carga mecânica pelo atuador. . . . .	67
4.3	Principais dimensões das vigas alveolares. . . . .	68
4.4	Principais resultados obtidos nos ensaios das vigas. . . . .	69

# Lista de Figuras

2.1	Uso de vigas alveolares para superar grandes vãos, [7]. . . . .	5
2.2	Comparação da altura final de edificações com diferentes tipos de vigas, [9].	6
2.3	Tipos de aberturas de vigas alveolares, [10]. . . . .	7
2.4	Fotografia do Castelo de Bragança e exemplo de viga castelada. . . . .	9
2.5	Tipos de aberturas de vigas casteladas, [12]. . . . .	10
2.6	Viga celular em estrutura de paragem de autocarros. . . . .	11
2.7	Viga alveolar com abertura senoidal, [9]. . . . .	12
2.8	Processo de fabricação de vigas alveolares, [9]. . . . .	12
2.9	Fabricação de vigas alveolares sem acréscimo da altura do perfil, [16]. . . .	13
2.10	Enrijecedores laterais no entorno de uma abertura alongada, [15]. . . . .	14
2.11	Mecanismo de falha com por encurvadura lateral do montante da alma, [13].	15
2.12	Mecanismo de falha por encurvadura lateral devido força de corte, [16]. . .	15
2.13	Mecanismo de Vieredeel, [21]. . . . .	16
2.14	Principais elementos geométricos de uma viga alveolar. . . . .	17
2.15	Fatores de redução do aço em temperaturas elevadas, adaptado de [6]. . . .	20
2.16	Esquema para determinação da seção crítica. . . . .	22
2.17	Resultados numéricos apresentados por Pattamad, [19]. . . . .	23
2.18	Encurvadura lateral do montante da alma devido os esforços de corte, [13].	24
2.19	Gráfico de deslocamento vertical em função da carga aplicada, [13]. . . . .	25
2.20	Comparação entre resultados experimentais e numéricos, [23]. . . . .	25
2.21	Gráfico comparativo entre valores experimentais e numéricos, [25]. . . . .	26

2.22	Gráfico comparativo entre valores experimentais e numéricos em análise a temperaturas elevadas, [25]. . . . .	26
2.23	Comparação entre vigas alveolares com e sem proteção, adaptado de [26]. . . . .	27
2.24	Resultados experimentais do estudo realizado por Bihina, [4]. . . . .	28
2.25	Influência do raio de arredondamento dos vértices na resistência de vigas alveolares, [27]. . . . .	29
2.26	Influência da razão de expansão na resistência de vigas alveolares, [27]. . . . .	30
2.27	Influência do tipo de abertura na resistência de vigas alveolares, [27]. . . . .	31
2.28	Área de resistência ao corte equivalente com base em resultados numéricos, [3]. . . . .	31
3.1	Condutividade térmica do aço em função da sua temperatura, adaptado de [6]. . . . .	36
3.2	Calor específico do aço em função da sua temperatura, adaptado de [6]. . . . .	37
3.3	Expansão térmica do aço em função da sua temperatura, adaptado de [6]. . . . .	38
3.4	Relação tensão deformação do aço a temperaturas elevadas, [6]. . . . .	39
3.5	Gráfico tensão deformação para diversas temperaturas. . . . .	40
3.6	Exemplos de componentes internos de secções, [29]. . . . .	41
3.7	Exemplos de componentes em consola, [29]. . . . .	42
3.8	Representação do valor de $\alpha$ , [29]. . . . .	43
3.9	Representação das variáveis apresentadas na Tabela 3.5. . . . .	44
3.10	Secções para análise no método alternativo de Vierendeel. . . . .	53
4.1	Setup dos ensaios experimentais. . . . .	59
4.2	Desenho da placa de fixação soldada a extremidade da viga. . . . .	60
4.3	Desenho da placa de encastramento do setup. . . . .	60
4.4	Placa de encastramento utilizada nos ensaios. . . . .	61
4.5	Ensaio experimental. . . . .	62
4.6	Disposição dos extensômetros nas vigas. . . . .	63
4.7	Extensômetros utilizados no ensaio da viga B2. . . . .	64

4.8	Disposição dos termopares ao longo da viga. . . . .	65
4.9	Vista das secções da disposição dos termopares. . . . .	65
4.10	Disposição das resistências no início dos ensaios a temperaturas elevadas. . . . .	66
4.11	Termopares e resistências instalados na viga B5. . . . .	66
4.12	Isolamento utilizado nos ensaios a temperaturas elevadas. . . . .	68
4.13	Representação de uma viga alveolar. . . . .	69
4.14	Curvas Carga-Deslocamento das vigas a temperatura ambiente. . . . .	70
4.15	Deformação plástica na placa de fixação da viga B1. . . . .	71
4.16	Deformação plástica na primeira abertura da Viga B4. . . . .	72
4.17	Gráfico da deformação registrada nos extensômetros em função da carga aplicada na Viga B3. . . . .	73
4.18	Viga B5 após a realização do ensaio. . . . .	74
4.19	Deformação plástica na Viga B5. . . . .	75
4.20	Deformação plástica no montante da alma na Viga B5. . . . .	75
4.21	Temperaturas das secções da viga B5 ao longo do ensaio. . . . .	76
4.22	Temperaturas das secções da viga B7 ao longo do ensaio. . . . .	77
4.23	Deformação plástica no banzo superior da Viga B7, entre secção 1 e 2. . . . .	78
4.24	Deformação plástica na Viga B7 após retirada da carga. . . . .	78
4.25	Deformação plástica na Viga B8 após retirada da carga. . . . .	79
4.26	Disposição das resistências utilizadas nas Vigas B8 e B9. . . . .	79
4.27	Temperaturas das secções da viga B9 ao longo do ensaio. . . . .	80
4.28	Curvas de deslocamento em função da carga para as vigas ensaiadas a temperatura elevada. . . . .	81
5.1	Representação do processo iterativo do método Newton-Raphson, [31]. . . . .	84
5.2	Elemento SHELL 181. . . . .	85
5.3	Malha utilizada nos modelos numéricos. . . . .	86
5.4	Condições de contorno aplicadas aos modelos numéricos. . . . .	86
5.5	Conexões utilizadas para representar os parafusos no modelo numérico. . . . .	87

5.6	Curva tensão-deformação do material com endurecimento com a tensão, [30].	87
5.7	Curva linear para um material no regime elástico, [33].	88
5.8	Inserção de temperaturas no modelo numérico.	89
5.9	Superfícies nas quais foi adicionado efeitos de convecção e radiação.	90
5.10	Distribuições de temperaturas na Viga B9.	91
5.11	Primeiro modo de falha da Viga B2.	92
5.12	Modos de falha para uma viga sólida.	93
5.13	Curva não linear para um material no regime elástico, [33].	93
5.14	Curva carga - deslocamento obtidas a partir da análise numérica a temperatura ambiente.	95
5.15	Comparação das deformações experimentais e numéricas da Viga B3.	96
5.16	Distribuição de tensões na viga B2 no momento do colapso.	96
5.17	Distribuição de tensões na viga B3 no momento do colapso.	97
5.18	Distribuição de tensões na primeira abertura da viga B2 no momento do colapso.	97
5.19	Distribuição de temperaturas na Viga B8.	98
5.20	Curva carga - deslocamento obtidas a partir da análise numérica a temperatura elevada.	98
6.1	Comparação das deformações experimentais e numéricas da Viga B4.	101
6.2	Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B2.	102
6.3	Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B3.	102
6.4	Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B4.	103
6.5	Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B8.	104
6.6	Distribuição de temperaturas ao longo da Viga B9.	104

6.7	Comparação das deformações experimentais e numéricas da Viga B8. . . . .	105
6.8	Comparação das temperaturas na secção 2 para as vigas B8 e B9. . . . .	106
6.9	Comparação das temperaturas na secção 3 para as vigas B8 e B9. . . . .	107
6.10	Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B9. . . . .	108
B.1	Fotografias das vigas ensaiadas após o ensaio. . . . .	B5
B.2	Curvas carga x deslocamento experimentais. . . . .	B10
B.3	Deslocamentos da placa de encastramento registradas experimentalmente. .	B14
B.4	Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B5. . . . .	B17
B.5	Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B6. . . . .	B19
B.6	Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B7. . . . .	B22
B.7	Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B8. . . . .	B24
B.8	Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B9. . . . .	B27
C.1	Deformações obtidas numericamente para as vigas ensaiadas. . . . .	C4
C.2	Distribuição de tensões nas vigas alveolares. . . . .	C6
C.3	Primeiro modo de falha para as vigas alveolares ensaiadas. . . . .	C9
C.4	Distribuição de temperaturas nas vigas alveolares ensaiadas a temperatura elevada. . . . .	C11
C.5	Distribuição de temperaturas na placa de encastramento das vigas alveo- lares ensaiadas a temperatura elevada. . . . .	C13

# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Contexto e Motivação

As Vigas alveolares tiveram sua origem durante a Segunda Guerra Mundial, com o objetivo de reduzir o custo das estruturas de aço. Atualmente utilizadas em construções de edifícios também por motivos estéticos e por possibilitar a passagem de dutos pela alma, fazendo com que a altura de cada piso e conseqüentemente a altura total da edificação seja menor do que utilizar perfis sólidos.

A principal motivação para o uso de vigas alveolares é o fato de que estas apresentam uma maior altura do perfil, isto faz com que a resistência a flexão da viga aumente, e possa-se alcançar vãos maiores; [1], [2].

Esse tipo de viga pode ser fabricado de diferentes formas, sendo o principal a realização de um corte na alma de uma viga sólida de perfil I ou H, separar ambas as partes, ajustá-las novamente para formar as aberturas e realizar a solda da alma.

Vigas alveolares podem ainda apresentar uma geometria assimétrica, estas apresentam a parte superior fabricada a partir de um perfil diferente do utilizado na parte inferior.

As primeiras vigas com aberturas na alma foram as vigas casteladas, para esse tipo de abertura, apenas um corte em zigzag é necessário durante a fabricação, enquanto que em vigas celulares, com aberturas circulares, são necessários dois cortes.

Enquanto a viga castelada apresenta uma fabricação mais simples, as vigas celulares garantem um maior acréscimo na altura e conseqüentemente um melhor desempenho da viga quando comparada com a viga castelada, [1].

A inserção de aberturas em vigas sólidas garantem melhorias devido ao aumento do momento de inércia da secção transversal, porém as aberturas causam grandes penalidades ao desempenho final da viga, e esse desempenho está diretamente relacionado com a disposição e dimensões das aberturas, [3].

Quando aberturas são feitas na alma da viga, dois modos de falha ocorrem com frequência, a encurvadura do montante da alma e o mecanismo de Vierendeel, [4], uma deformação plástica que ocorre nas bordas das aberturas.

Devido o aumento do uso de vigas celulares, há vários estudos nessa área, sendo a grande maioria destes feitos para o comportamento das vigas em temperatura ambiente. Já quando se trata do comportamento das vigas alveolares a temperaturas elevadas, poucos são os estudos realizados, [5], a maior parte com foco em análises numéricas.

Com o aumento da temperatura, o aço apresenta um decréscimo nas propriedades mecânicas, ou seja, em temperaturas mais elevadas, uma estrutura de aço pode suportar uma carga menor do que em temperatura ambiente.

Em análises de situações de incêndio surge o termo de resistência ao fogo, que consiste no tempo em que a estrutura suporta a carga a qual está submetida. Outro termo importante na análise em altas temperaturas, é a temperatura crítica, a temperatura na qual a estrutura não suporta mais as cargas solicitadas, momento em que ocorre o colapso da mesma. A temperatura crítica está associada ao grau de utilização do elemento, quando maior o grau de utilização, menor a temperatura crítica, [6].

Em decorrência do uso frequente de vigas celulares, e uma quantidade escassa de informações sobre seus comportamentos, principalmente no âmbito de altas temperaturas, esse estudo objetiva realizar experimentos em vigas celulares a altas temperaturas, gerar dados para cooperar no projeto desse tipo de estrutura. Fazer comparações com estudos analíticos e numéricos já realizados, assim como com normas para dimensionamento de vigas alveolares a temperatura ambiente, verificar se os métodos aplicados atualmente

garantem um bom comportamento de vigas celulares em temperaturas elevadas.

## 1.2 Objetivos

Com base na contextualização feita, esse trabalho visa realizar estudos experimentais em vigas celulares submetidas a altas temperaturas, comparar o comportamento com estudos similares realizados a temperatura ambiente.

Comparação entre diferentes disposições de aberturas, apresentar qual a influência destes parâmetros na resistência de vigas alveolares.

O modo de falha de vigas celulares é outro importante aspecto que é analisado nesse estudo, principalmente a influência da temperatura, dimensões e disposição das aberturas, no modo de falha da viga.

## 1.3 Organização da tese

Este trabalho será apresentado em sete capítulos. Iniciando com uma breve descrição do tema abordado, e objetivos que se espera atingir.

O segundo capítulo apresenta as referências teóricas para realização do estudo, mostrando os tipos de vigas alveolares, quais os principais métodos de fabricação deste tipo de viga. Posteriormente são descritos os modos de falha mais usuais nas vigas alveolares, apresentando a nomenclatura destas vigas. Neste capítulo encontra-se ainda informações referentes a influência da temperatura no comportamento do aço, e por fim o estado da arte sobre o tema proposto.

O capítulo 3 demonstra inicialmente os métodos para verificação da segurança de vigas alveolares, descrevendo o comportamento do material presente nos corpos de prova, posteriormente são apresentados os cálculos para cada modo de falha analisado e por último os resultados analíticos obtidos.

O quarto capítulo apresenta informações referentes aos ensaios experimentais, primeiramente uma explicação sobre o setup utilizado e parâmetros envolvidos nos ensaios,

seguido dos resultados obtidos nos ensaios tanto a temperatura ambiente como temperatura elevada.

No capítulo 5 encontra-se a explicação do modelo numérico desenvolvido para este estudo, assim como uma breve descrição dos tipos de análises numéricas utilizadas, neste mesmo capítulo são apresentados os resultados numéricos obtidos após as simulações.

O capítulo 6 engloba as três análises anteriores, realizando comparações entre resultados analíticos, experimentais e numéricos. Por último é discorrido as conclusões deste trabalho e propostas para trabalhos futuros.

# Capítulo 2

## Revisão Bibliográfica

### 2.1 Vigas alveolares

Em 1935, Geoffrey Murray Boyd foi incumbido de projetar um perfil a ser utilizado em um monotrilho para uma talha, sendo que este projeto tinha a restrição da largura máxima que o perfil poderia possuir, e os perfis disponíveis não suportavam os esforços devido ao tamanho do vão que a viga deveria possuir.



Figura 2.1: Uso de vigas alveolares para superar grandes vãos, [7].

Como solução, Boyd vislumbrou a possibilidade de castelar o perfil, aumentar a sua

altura e rigidez. Foram realizados experimentos que apresentaram bons resultados, surgiu então o perfil de Boyd, posteriormente nomeado de perfil castelado, [7].

O uso de vigas alveolares traz muitas vantagens, desde questões estéticas, até a capacidade de superar vãos maiores do que os perfis sólidos. As aberturas também possibilitam a passagem de dutos e instalações sem se fazer necessário um acréscimo na espessura do piso, conseqüentemente, a altura final da edificação será menor, [4].

Na figura 2.1 encontra-se a aplicação de vigas alveolares em vãos de grande comprimento. A figura 2.2 representa a comparação na altura de edifícios com e sem vigas alveolares. Para uma mesma altura de um edifício de 7 andares, feito com perfis sólidos, é possível construir um edifício com 8 andares utilizando vigas alveolares.

A classificação de vigas alveolares depende do tipo de geometria da abertura presente em sua alma, as principais são as aberturas hexagonais e circulares, em vigas casteladas e celulares, respectivamente, [8].

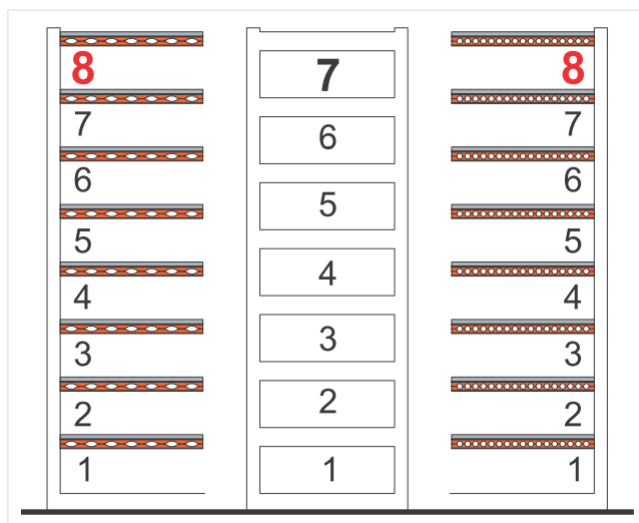
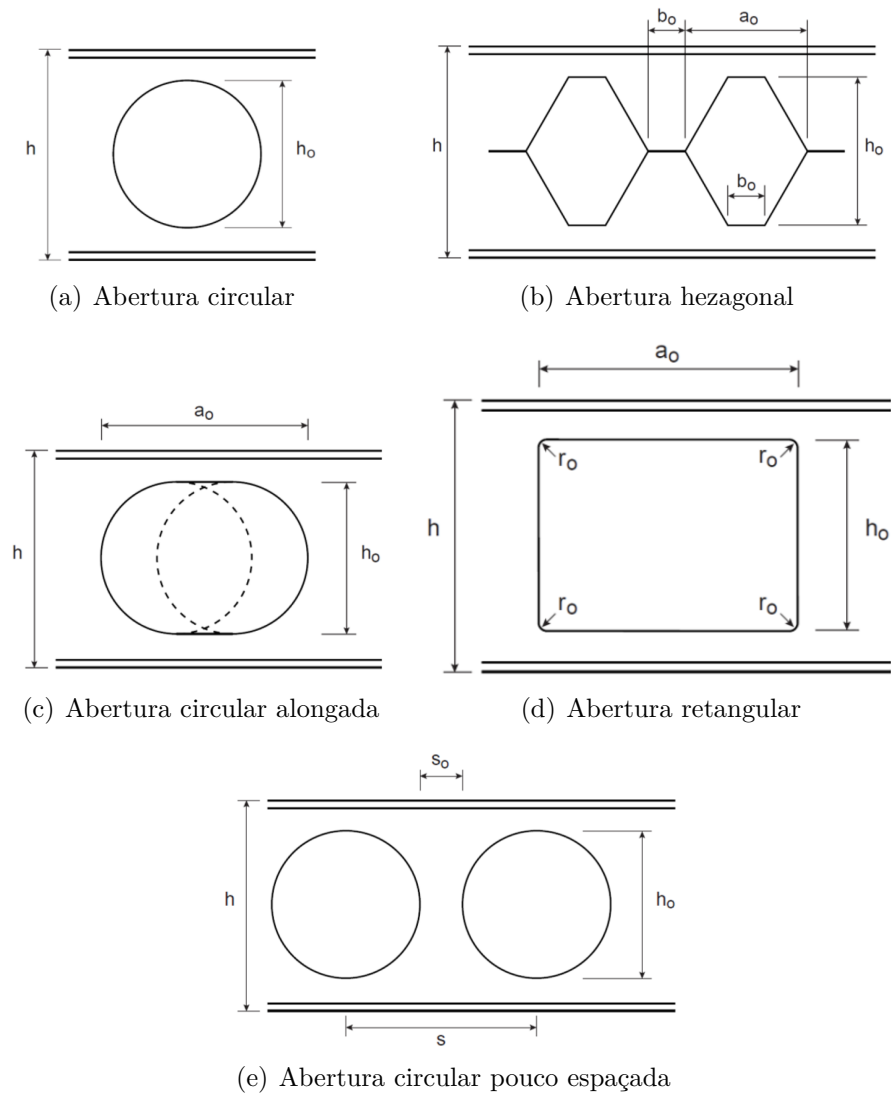


Figura 2.2: Comparação da altura final de edificações com diferentes tipos de vigas, [9].

Outra geometria encontrada em vigas alveolares, de forma mais recente, são aberturas senoidais, estas vigas são chamadas tanto de vigas senoidais como Viga Angelina<sup>TM</sup>, apresentada à esquerda na figura 2.2.

A figura 2.3 apresenta os principais tipos de vigas alveolares.

Vigas alveolares podem ainda ser classificadas quanto a disposição das aberturas ao



**Figura 2.3: Tipos de aberturas de vigas alveolares, [10].**

longo da alma, sendo espaçadas ou pouco espaçadas.

Considerada uma viga com aberturas pouco espaçadas, para o caso de aberturas circulares ou hexagonais, quando a distância entre as bordas de duas aberturas adjacentes for menor que o comprimento da abertura,  $h_0$ , [10].

O uso de vigas alveolares com maior razão de expansão e alvéolos menos espaçados, ou seja, aberturas maiores e mais próximas uma das outras, são usadas geralmente em coberturas, enquanto em pisos as vigas utilizadas apresentam menor razão de expansão e alvéolos mais espaçados, mais próximo do comportamento de vigas sólidas e garantem

uma maior resistência do que as vigas necessárias para coberturas, [7].

É possível ainda fabricar vigas com aberturas circulares alongadas ou retangulares, para esse tipo de viga, assim como para as senoidais, o critério mínimo para classificação de pouco espaçada passa a ser o maior valor entre, comprimento da abertura,  $a_0$  e o dobro da altura da mesma,  $2h_0$ , [10].

Vigas alveolares podem ser construídas de forma assimétrica, onde os perfis sólidos que originam a parte superior e inferior são distintos.

Uma das vantagens dessa formatação é fabricar vigas alveolares com uma seção superior menor que a inferior, o que garante uma redução do peso e custo da estrutura, [4].

### 2.1.1 Vigas casteladas

Vigas casteladas são vigas alveolares nas quais as aberturas apresentam formato hexagonal, foram as primeiras vigas alveolares a serem utilizadas e apresentam um processo de fabricação mais simples que os demais tipos de vigas alveolares, isso pelo fato de que as vigas casteladas demandam de apenas um corte zigzague na alma do perfil sólido original.

Inicialmente chamadas de vigas de Boyd, nome do criador do processo de fabricação dessas vigas, passaram a ser chamadas de vigas casteladas devido a semelhança com as ameias presentes na parte superior das muralhas dos castelos, conforme a Figura 2.4(a), [7].

Comumente as vigas casteladas passam por um processo de aumento da seção por meio da solda de uma chapa entre as duas partes separadas do montante da alma.

Essa ação garante uma maior resistência a flexão devido ao acréscimo ainda maior no momento de inércia final, porém faz com que o montante da alma resultante seja mais esbelto e fique mais susceptível a outros modos de falha como a encurvadura do montante da alma.

A figura 2.4(b) apresenta uma viga castelada que passou por este processo de aumento

da altura do montante da alma.



(a) Muralha interna do Castelo de Bragança (b) Exemplo de viga castelada com aumento do montante da alma, [11]

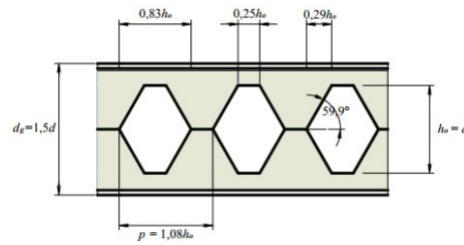
**Figura 2.4: Fotografia do Castelo de Bragança e exemplo de viga castelada.**

Estas vigas podem ainda ser divididas conforme a geometria de suas aberturas, alterações no espaçamento e tamanho. As principais formatações são apresentadas na Figura 2.5.

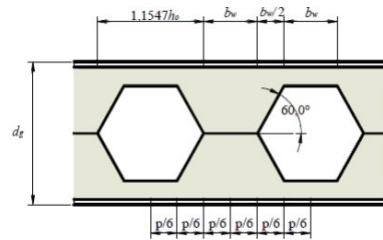
Uma viga Anglo-Saxão, Figura 2.5(a), apresenta um acréscimo de 50% na altura do perfil e passo das aberturas de 1,08 vezes a altura do perfil inicial.

A Figura 2.5(b) apresenta uma viga Litzka, na qual o hexágono da abertura possui todos os lados com mesma dimensão, e o passo das aberturas é superior ao usado na Anglo-saxão.

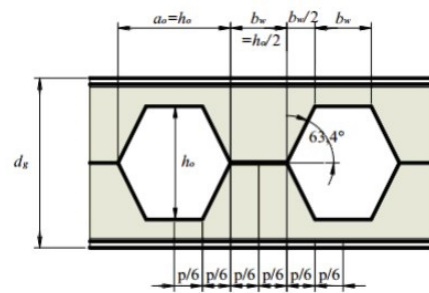
Por último, a Peiner, Figura 2.5(c), tem um passo igual a altura inicial do perfil, e ângulo da abertura hexagonal igual a  $63,4^\circ$ , [12].



(a) Abertura Anlo-Saxão



(b) Abertura Litzka



(c) Abertura Peiner

Figura 2.5: Tipos de aberturas de vigas casteladas, [12].

## 2.1.2 Vigas Alveolares

Essas vigas apresentam a vantagem de possuir maior flexibilidade de geometrias, isso porque possibilita uma maior gama de espaçamentos, alongamentos e disposições das aberturas, podem ser adaptadas de uma melhor forma para projetos específico.

As vigas alveolares surgiram e tiveram adesão após as vigas casteladas, principalmente devido o fato de que as aberturas circulares demanda um corte mais complexo e de difícil realização manual, [7]. Essa é a principal desvantagem da viga celular comparada a viga castelada.

Além de uma geometria mais complexa para fabricação, vigas celulares necessitam de no mínimo 2 cortes da alma para sua fabricação, o que exige mais tempo que uma viga

castelada de dimensões semelhantes para a fabricação.

Porém, por se tratar de aberturas circulares, estas vigas possuem menos concentrações de tensões nas aberturas quando comparadas com as vigas casteladas, que possuem vértices, [13].

Por meio da Figura 2.6 vê-se o uso de vigas celulares em uma paragem de autocarros no Brasil.



**Figura 2.6:** Viga celular em estrutura de paragem de autocarros.

### 2.1.3 Vigas senoidais

As vigas senoidais surgiram quando o arquiteto Claude Vasconi procurou a empresa ArcelorMittal em busca de ajuda na criação de um novo perfil que tivesse aberturas mais arquitetônicas, como a abertura de um olho, desta ideia surgiu a viga senoidal, esta viga também necessita de apenas um corte ao longo da alma, portanto sua fabricação é mais fácil que para vigas celulares, [14].



Figura 2.7: Viga alveolar com abertura senoidal, [9].

## 2.2 Fabricação de vigas alveolares

Vigas alveolares podem ser fabricadas por três formas principais, cada método melhor para determinado tipo de viga que deseja-se no final, [15].

A primeira forma e mais usual é pelo corte da alma de uma viga sólida I ou H, seguido do posicionamento das partes separadas de modo a formar as aberturas, e a soldagem da alma, esse processo está apresentado na figura 2.8.

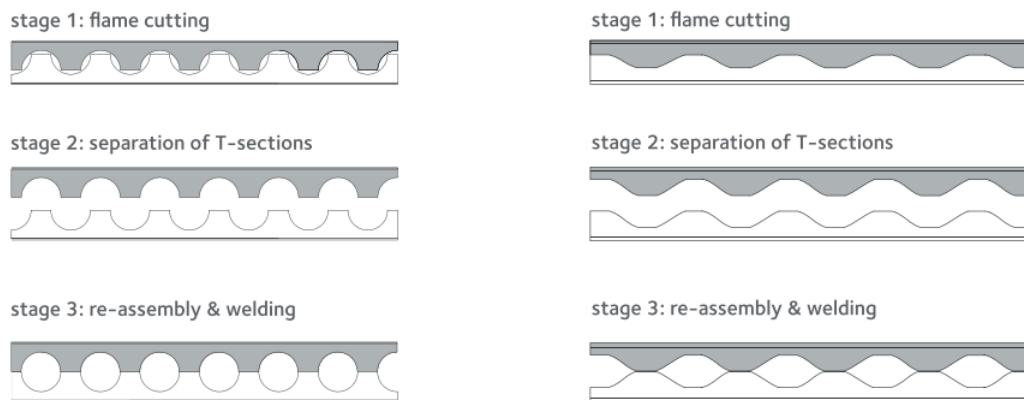


Figura 2.8: Processo de fabricação de vigas alveolares, [9].

Na direita pode-se ver que na fabricação das vigas senoidais, na qual apenas um corte é necessário, enquanto que para as vigas celulares, se faz necessário a realização de dois cortes. Esse método é viável apenas para vigas com aberturas regularmente espaçadas, [15], já que o corte é preciso ser realizado em toda a extensão da viga.

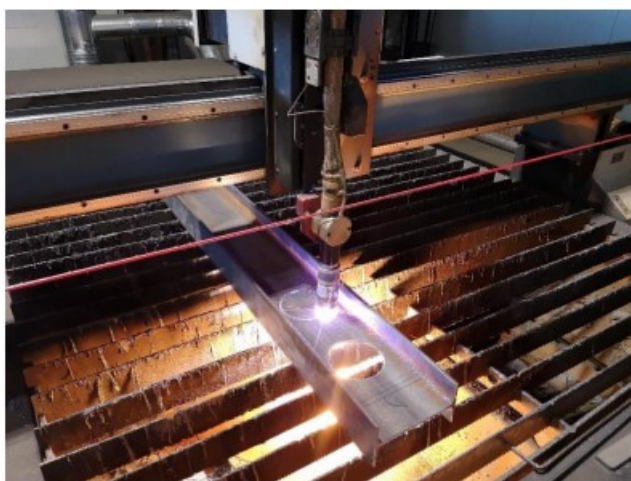
Podem ser feitas vigas assimétricas por meio do método descrito, basta utilizar partes

originadas de perfis diferentes para o posicionamento e soldadura da nova viga.

Porém para vigas assimétricas o método mais recomendado é a soldadura de chapas separadas, nesse processo as aberturas podem ser realizadas tanto anterior como posteriormente a soldadura das chapas, e a confecção de vigas assimétricas é mais fácil, basta utilizar diferentes placas para fabricação de cada componente da viga.

Esse método pode ser utilizado para vigas com aberturas isoladas e regularmente espaçadas, [15].

O terceiro método, apresentado na Figura 2.9, parte de uma viga de perfil sólido I ou H, onde são realizadas as aberturas na alma sem que haja a separação das partes como mencionado no primeiro método, portanto, esse processo de fabricação não proporciona um acréscimo na altura final do perfil, mas proporciona uma redução de massa e possibilita a passagem de dutos pelas vigas.



**Figura 2.9:** Fabricação de vigas alveolares sem acréscimo da altura do perfil, [16].

Esse método é utilizado para vigas com aberturas isoladas, e não possibilita a fabricação de vigas assimétricas, uma vez que não ocorre a separação da viga em parte superior e inferior. Este foi o método utilizado para confecção das vigas usadas neste estudo.

Quando uma viga apresenta aberturas alongadas, pode-se fazer necessário a utilização de enrijecedores para evitar falhas devido a fragilidade que as aberturas causam.

Os enrijecedores são instalados nas regiões de maior fragilidade da viga, como na Figura 2.10, onde a abertura alongada faz com que as regiões inferior e superior da

abertura fiquem suscetíveis a falha. Esses complementos garantem um maior resistência da viga, sem a necessidade de alterações na abertura.



Figura 2.10: Enrijecedores laterais no entorno de uma abertura alongada, [15].

## 2.3 Modos de falha

O aumento da altura do perfil resulta no incremento do momento de inércia da viga e conseqüentemente sua resistência, desta forma a viga pode transpassar vãos maiores do que perfis sólidos, porém as aberturas fazem com que a viga fique suscetível a alguns modos de falha específicos, como a encurvadura do montante da alma e o mecanismo de Vierendeel, [17].

O primeiro é favorecido pela redução da distância entre as aberturas, ou seja, quanto menor a largura do montante alma entre as aberturas, maior a chance da ocorrência dessa falha. Já o mecanismo de vierendeel ocorre em torno das aberturas devido aos esforços cortantes que são transmitidos ao longo da abertura.

Para as vigas assimétricas, pode ainda ocorrer com mais frequência a quebra da soldadura que une ambas as partes da viga, devido os esforços cortantes horizontais, [4].

### 2.3.1 Encurvadura do montante da alma

Após a realização de aberturas na alma de uma viga sólida, os montantes da alma são responsáveis por suportar os esforços solicitados a alma, e por isso, grande parte dos modos de falha ocorrem neste local da viga.

O principal modo de falha de vigas celulares é a encurvadura lateral do montante da alma, [18]. Pode ser causada tanto por esforços de compressão, Figura 2.11, como também devido a esforços de corte, Figura 2.12.

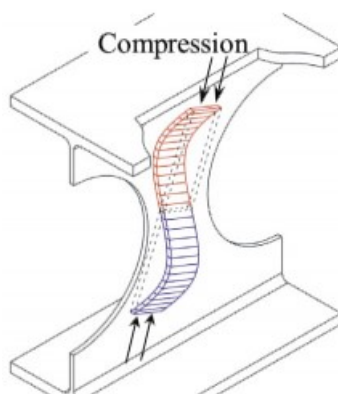


Figura 2.11: Mecanismo de falha com por encurvadura lateral do montante da alma, [13].

Quando se trata da instabilidade devido a esforços de compressão, o comportamento do montante se assemelha muito ao de uma barra sujeita a compressão e esse tipo de falha pode ser evitado com a adição de enrijecedores laterais no montante, ou ainda pelo preenchimento das aberturas próximas onde a falha tende a ocorrer, geralmente nos locais onde as cargas são aplicadas de forma pontual, [13].

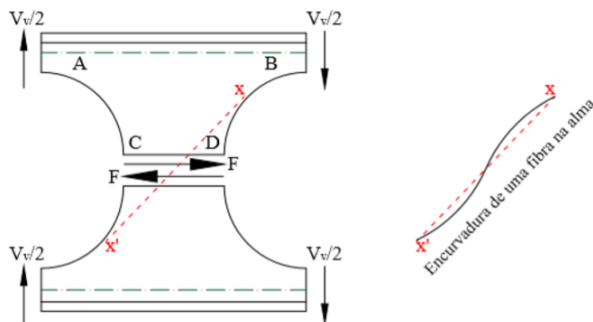


Figura 2.12: Mecanismo de falha por encurvadura lateral devido força de corte, [16].

Já a instabilidade devido a esforços de corte surge especificamente em decorrência das aberturas, e da força de corte presente na soldadura do montante da alma. Está diretamente relacionada com as dimensões e disposição das aberturas.

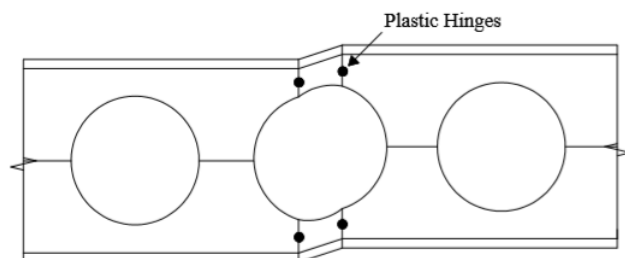
O comportamento da falha é de fácil percepção, onde o montante da alma sofre rotação em torno do eixo vertical, [13]. Essa rotação ocorre devido a um conjunto de forças de tração e compressão resultantes da força de corte no montante da alma, conforme a figura 2.12 apresenta.

Devido a força de corte  $F$ , surgem esforços de tração em AC e em contrapartida, esforços de compressão em BD, com isso o montante rotaciona no eixo  $XX'$ , [16].

### 2.3.2 Mecanismo de Vierendeel

Este é um mecanismo de falha exclusivo de vigas alveolares, devido a transferência de forças de corte no entorno da abertura. Essas forças de corte geram momentos secundários, denominados momentos de vierendeel, que associados com o momento de encurvadura global da alma causam a falha por vierendeel, [19].

O falha de Vierendeel consiste na deformação plástica que ocorre na parte superior e inferior de uma abertura, [20]. A figura 2.13 apresenta os pontos de concentração de tensão de cisalhamento em torno da abertura e as conseqüentes deformações plásticas.



**Figura 2.13:** Mecanismo de Vierendeel, [21].

Enquanto a resistência a flexão e a resistência ao corte não se alteram com o alteração do comprimento de uma abertura, o mecanismo de Vierendeel tem relação direta com essa dimensão, ou seja, com o aumento comprimento da abertura, menor é a resistência para o mecanismo de Vierendeel, [3].

Sendo esta uma falha crítica para vigas com aberturas alongadas, é necessário o uso dos enrijecedores para grandes alongamentos de aberturas.

### 2.3.3 Ruptura da solda no montante da alma

Esse tipo de falha ocorre quando o esforço cisalhante na junção do montante da alma supera a resistência da soldadura, está diretamente relacionado com o espaçamento entre as aberturas, e conseqüentemente a área da secção transversal do montante.

Quanto menor a distância, maior a chance de ocorrência dessa falha, [22]. Tendo em vista que menor será a área de resistência ao esforço de corte.

A falha por ruptura da solda do montante é recorrente em vigas alveolares assimétricas, devido a diferença de espessura dos perfis superior e inferior, o que gera maiores concentrações de tensões nesses pontos.

## 2.4 Características geométricas

Vigas alveolares apresentam parâmetros geométricos únicos, como os tamanhos das aberturas e seus espaçamentos, portanto, para além dos elementos presentes em vigas sólidas, devem ser definidos alguns elementos específicos. A Figura 2.14 apresenta os principais elementos geométricos de uma viga alveolar.

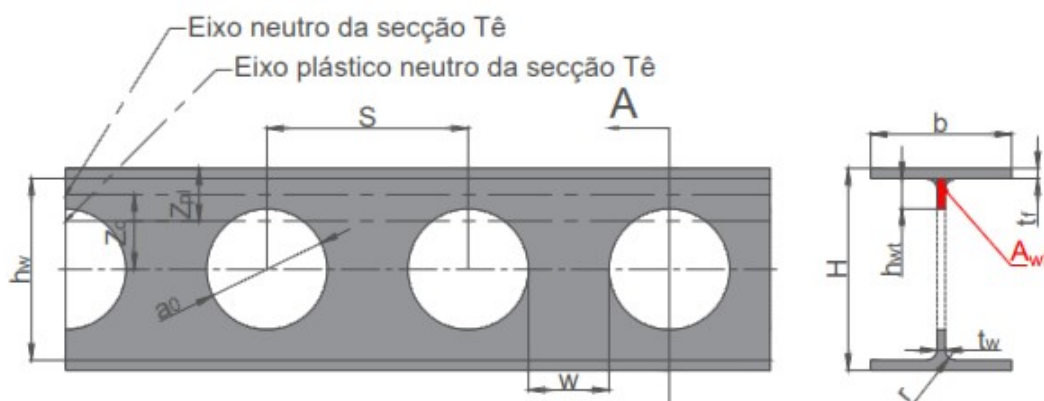


Figura 2.14: Principais elementos geométricos de uma viga alveolar.

Assim como em vigas sólidas,  $t_w$  e  $t_f$  representam espessura da alma e espessura do

banzo, respectivamente.  $b$  é usado para a largura do banzo e  $H$  para a altura total do perfil, enquanto que  $h_w$  é a altura apenas da alma do perfil e  $r$  o raio entre banzo e alma, também chamado de raio de concordância.

Especificamente para vigas celulares,  $a_0$  que representa o diâmetro da abertura,  $S$  simboliza a distância entre centros de aberturas adjacentes e  $w$  a largura do montante da alma, ou seja, a distância entre as bordas de duas aberturas adjacentes. Outra variável é a altura da alma do tê,  $h_{wt}$ , esta é a altura da alma na secção que passa pelo centro da abertura, também conhecida como secção 2-Tê. A secção 2-Tê pode ser identificada por meio da secção A-A da Figura 2.14.

As secções Tê apresentam uma parte da alma original do perfil e o banzo do perfil. Portanto sua área é definida pela Equação 2.1.

$$A_T = A_f + A_{wT} \quad (2.1)$$

Onde  $A_f$  representa a área do banzo e  $A_{wT}$  a área da porção da alma presente no tê. Essas são apresentadas nas equações 2.2 e 2.3.

$$A_f = bt_f \quad (2.2)$$

$$A_{wT} = t_w h_{wT} \quad (2.3)$$

Outro parâmetro geométrico importante é a posição do centroide da seção Tê, esse parâmetro é usado para cálculos de momento fletor resistente, e força cortante resistente de Vierendeel.

O centroide pode ser determinado pela Equação 2.4. Esse valor representa a distância entre o eixo neutro da viga até o eixo neutro de uma das seções Tê.

$$Z_c = \frac{A_f(h - t_f) + A_{wT}(a_0 + h_{wT})}{2(A_f + A_{wT})} \quad (2.4)$$

Pode-se ainda determinar o valor de  $Z_{pl}$ , variável também necessária na determinação

da resistência da viga alveolar, representa a distância entre o eixo plástico neutro do tê e a parte mais externa do banzo, por meio da Equação 2.5, definida por [15].

$$Z_{pl} = \frac{A_f + A_{wT}}{2b} \quad (2.5)$$

Para o cálculo do momento resistente, é necessário conhecer o módulo plástico da seção,  $W_{pl}$ , esse é obtido por meio da equação 2.6 para a porção sólida da viga, e pela equação 2.7 para a seção do centro da aberturas.

$$W_{pl} = \frac{t_w h^2}{4} + (b - t_w)(h - t_f)t_f + \frac{4 - \pi}{2} r^2 (h - 2t_f) + \frac{3\pi - 10}{3} r^3 \quad (2.6)$$

$$W_{opl} = W_{pl} - \frac{a_0^2 t_w}{4} \quad (2.7)$$

Demais equações necessárias ao longo do dimensionamento serão apresentadas no Capítulo 3.

## 2.5 Influência de altas temperaturas

Um dos maiores problemas de incêndios em edificações é o colapso da estrutura devido as altas temperaturas. Com o aumento da temperatura, o aço perde sua rigidez, e sua capacidade de suportar os esforços é reduzida.

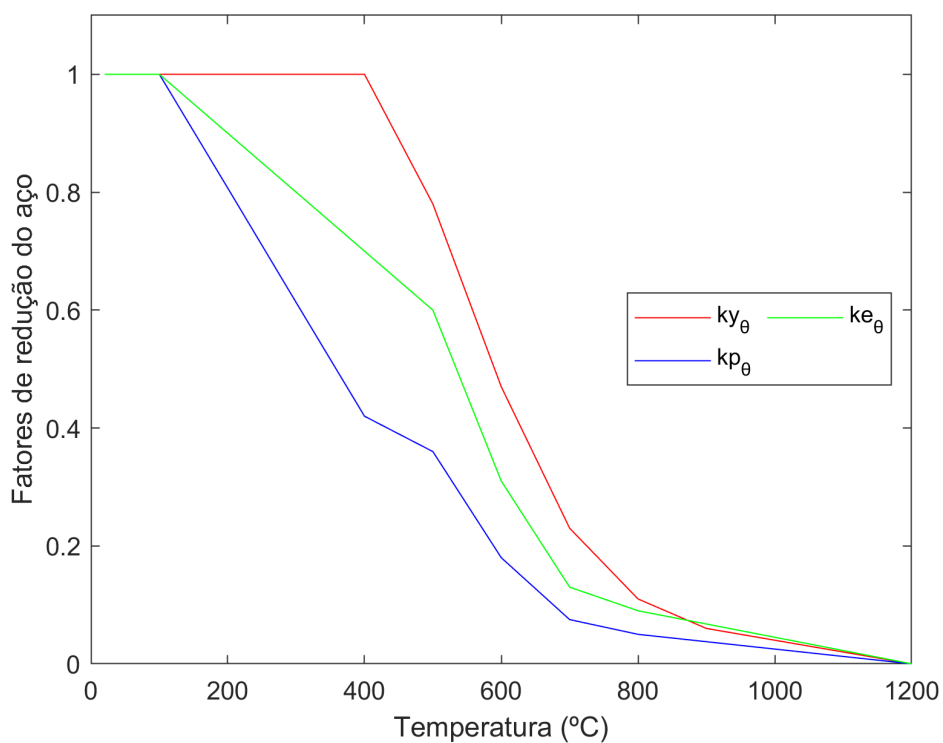
O Eurocódigo 3 Parte 1-2, [6] apresenta tabelas e equações para o cálculo da influência da temperatura em estruturas de aço. A figura 2.15 apresenta os fatores de redução para o aço em função da sua temperatura.

Os valores utilizados para a plotagem do gráfico podem ser encontrados na Tabela 2.1. Para valores de temperaturas intermediários dos valores tabelados, deve-se realizar a interpolação dos valores.

Um dos fatores mais importantes é o relacionado a tensão de cedência  $k_{y,\theta}$ , mostrado na Equação 2.8, representa o rácio entre a tensão de cedência do aço em uma temperatura  $\theta$  e em condições ambiente.

**Tabela 2.1:** Fatores de redução do aço carbono em altas temperaturas, adaptado de [6].

Temperatura do aço, $\theta_a$	Fator de redução para a tensão de cedência efetiva ( $k_{y,\theta}$ )	Fator de redução para a tensão limite de proporcionalidade ( $k_{p,\theta}$ )	Fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico ( $k_{E,\theta}$ )
20 °C	1,000	1,000	1,000
100 °C	1,000	1,000	1,000
200 °C	1,000	0,807	0,900
300 °C	1,000	0,613	0,800
400 °C	1,000	0,420	0,700
500 °C	0,780	0,360	0,600
600 °C	0,470	0,180	0,310
700 °C	0,230	0,075	0,130
800 °C	0,110	0,050	0,090
900 °C	0,060	0,0375	0,0675
1000 °C	0,040	0,0250	0,0450
1100 °C	0,020	0,0125	0,0225
1200 °C	0,000	0,000	0,000



**Figura 2.15:** Fatores de redução do aço em temperaturas elevadas, adaptado de [6].

Na figura 2.15 é possível ver que para temperatura inferiores a 400°C, o fator de redução da tensão de cedência é igual a 1, portanto a tensão de cedência não é alterada, e conforme a temperatura aumenta, esse fator decresce, ou seja, a tensão de cedência do aço decresce com o aumento da temperatura. Para uma temperatura de 600°C a mesma viga terá uma nova tensão de cedência de apenas 47% da tensão de cedência a temperatura ambiente.

$$k_{y,\theta} = \frac{f_{y,\theta}}{f_y} \quad (2.8)$$

Os demais fatores seguem a mesma formatação que o fator de redução para a tensão de cedência, porém usando limites de proporcionalidade e módulo de elasticidade a temperatura elevada e ambiente, para  $k_{p,\theta}$  e  $k_{E,\theta}$  respectivamente.

## 2.6 Estado da arte

Não há dúvidas que as aberturas realizadas na alma de vigas sólidas tem grande influência no comportamento da mesma, assim como a disposição e dimensões das aberturas ao longo da alma. Erdal, [1], apresenta em seu estudo uma comparação do comportamento de vigas com diferentes quantidades de aberturas, por meio de ensaios em vigas bi-apoiadas com aplicação central da carga.

Erdal desenvolveu um total de doze ensaios em Vigas alveolares de três diferentes perfis e disposições de aberturas. Para o perfil de menor secção transversal foram realizadas oito aberturas, sete aberturas para o perfil intermediário e apenas seis aberturas no perfil de maior secção transversal.

As primeiras duas vigas ensaiada falharam por encurvadura torsional, sendo necessário utilizar contenções laterais para evitar esta falha nos outros ensaios, e desta forma poder se analisar as falhas recorrentes as aberturas da alma.

Para as vigas com números pares de aberturas, a aplicação da carga se deu sobre o montante de alma central, e ambas as vigas falharam por encurvadura do montante

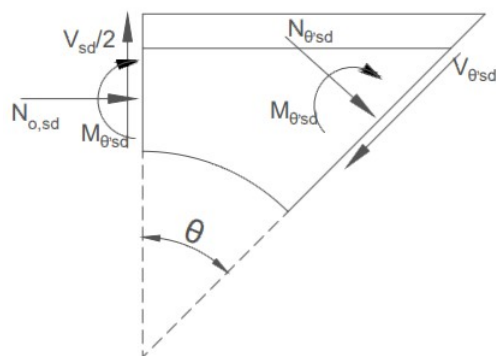
da alma. Já para a viga intermediária, com sete aberturas e carga aplicada sobre a abertura central, identificam-se falhas tanto por encurvadura do montante da alma como por mecanismo de Vierendeel.

A viga que apresentou maior resistência foi a NPI-280, com altura de 406,90 mm e abertura com 271 mm de diâmetro, valor intermediário das outras duas vigas ensaiadas. Além de possuir maior espessura do banzo e alma que as demais, esta viga apresenta a maior distância entre aberturas, fatores estes que garantiram uma maior resistência desta viga, atingindo o valor de 384,20 kN.

Após a realização de ensaios experimentais, um modelo numérico foi desenvolvido para comparação dos resultados, o modelo apresentou bons resultados, conservativo para a segunda e terceira vigas, com valores próximos aos 10% de diferença.

Neste estudo nota-se que os principais modos de falha para viga alveolares são a encurvadura do montante e o mecanismo de Vierendeel, dependendo da forma como a carga é aplicada, e a forma como as aberturas estão dispostas ao longo da viga. O autor também atenta para a necessidade de realizar o preenchimento das aberturas próximas aos suportes, em decorrência dos elevados valores de forças cortantes nesses pontos.

O estudo realizado por Pattamad, [19] também conta com uma análise numérica, porém este compara os resultados com valores numéricos, com o objetivo de analisar o grau de fiabilidade dos modelos analíticos.



**Figura 2.16:** Esquema para determinação da seção crítica.

Neste estudo, os valores analíticos se mostraram conservativos em relação ao modelo de elementos finitos utilizado pelo autor, ao mesmo tempo em que apresentaram boa

convergência nas posições de concentrações de tensões dos planos críticos apresentados pelo autor para determinação da resistência a flexão de Vierendeel.

Pattamad realiza o dimensionamento de uma viga alveolar com base no mecanismo de Vierendeel, a partir da determinação de uma seção crítica e também dos esforços críticos, utilizando planos inclinado com origem no centro da abertura.

Este mesmo método é apresentado como um método alternativo na proposta de norma europeia EN 1993-1-13 [10]. A Figura 2.16 apresenta um esquema de como as novas seções são determinadas. O ângulo de análise  $\theta$  deve ser analisado com incrementos de  $5^\circ$ , determinando desta forma o plano crítico, ou seja, plano onde as resistências são minimizadas.

Nesse método de cálculo, leva-se em conta não apenas os esforços atuantes na secção 2-Tê: Esforço normal ( $N_{\theta,sd}$ ), esforço de corte ( $V_{sd}$  e momento fletor ( $M_{sd}$ ). Mas também os esforços derivados para a secção crítica na qual a análise é feita:  $N_{\theta,sd}$ ,  $V_{\theta,sd}$  e  $M_{\theta,sd}$ .

Pattamad concluiu que para uma viga em flexão pura, a seção crítica se encontra em  $0^\circ$ , ou seja, na seção vertical. E para uma viga em esforço cortante puro, esse ângulo passa para aproximadamente  $28^\circ$ , sendo aconselhado o uso do valor de  $25^\circ$  para o dimensionamento.

Esses valores de ângulo da seção crítica podem ser identificados nos modelos numéricos desenvolvidos pelo autor, por meio da análise dos pontos de concentração de tensões, essa comparação é mostrada na Figura 2.17.

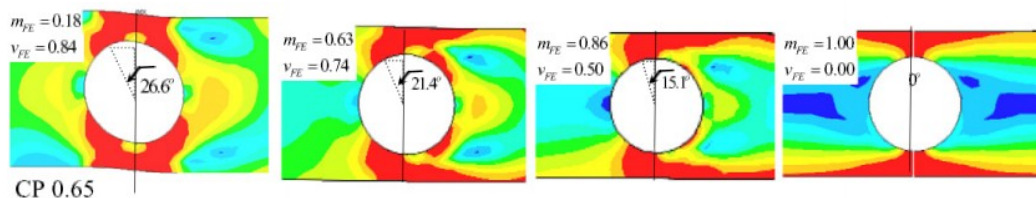


Figura 2.17: Resultados numéricos apresentados por Pattamad, [19].

Grilo, [13], realizou em seu trabalho análises experimentais e numérica, para posteriormente realizar uma nova formulação de cálculo da resistência ao corte, partindo da análise da encurvadura lateral do montante da alma.

Como formulação proposta, apresenta o dimensionamento de vigas alveolares para

falhas de encurvadura do montante da alma, a partir da determinação da resistência plástica ao esforço de corte, essa resistência é então multiplicada por um fator de redução devido a instabilidade do montante da alma.

A Figura 2.18 apresenta um dos ensaios experimentais realizados no estudo, onde se percebe que devido ao esforço de corte, que gera a compressão da alma, ocorre a encurvadura do montante. Após o início da deformação plástica apresentada na figura, registrou-se uma queda drástica na resistência da viga, pois o montante da alma deixou de suportar os esforços atuantes. A Figura 2.19 apresenta a curva do deslocamento vertical em função da carga aplicada a viga no estudo de Grilo.



**Figura 2.18:** Encurvadura lateral do montante da alma devido os esforços de corte, [13].

Konstantino [23] também realizou uma análise experimental, juntamente com um estudo analítico, determinando os pontos de maior estresse nas proximidades das aberturas, e posteriormente desenvolveu um modelo de elementos finitos para ser utilizado em vigas alveolares de diversas formas e disposições de aberturas.

Neste estudo foram utilizadas sete vigas alveolares para ensaios experimentais, duas destas com aberturas perfeitamente circulares e as demais com bordas filetadas ao meio da alma da viga, com o objetivo de identificar o modo de falha no montante da alma.

A Figura 2.20 apresenta os resultados obtidos no estudo de Konstantinos, [23], onde percebe-se que o modelo numérico apresenta bons resultados quanto ao mecanismo de falha encontrado.

Porém os resultados da análise numérica apresentam valores maiores para a carga final que a viga suporta do que os valores encontrados nos ensaios experimentais.

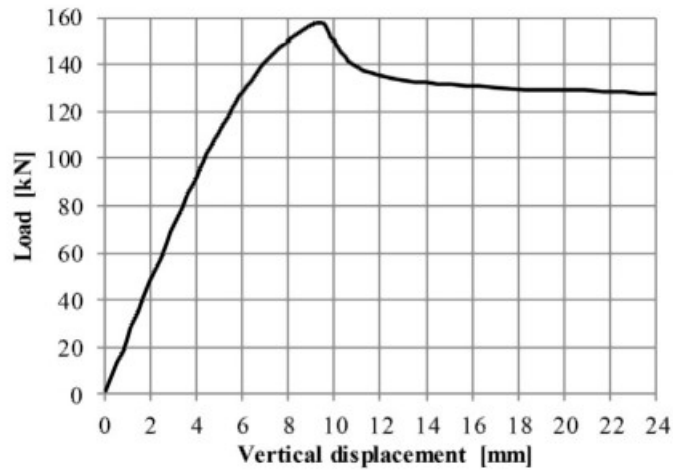


Figura 2.19: Gráfico de deslocamento vertical em função da carga aplicada, [13].

Para vigas em temperaturas elevadas, o estudo de Wang, [24], decorreu de análises analíticas e numéricas, seguido da comparação dos resultados. Na análise numérica, realizou-se primeiramente um estudo térmico na viga, utilizando transferência de calor a partir da curva padrão de incêndio ISO 834. Os valores obtidos nessa primeira etapa foram então utilizados para realização do estudo numérico estático estrutural da viga.

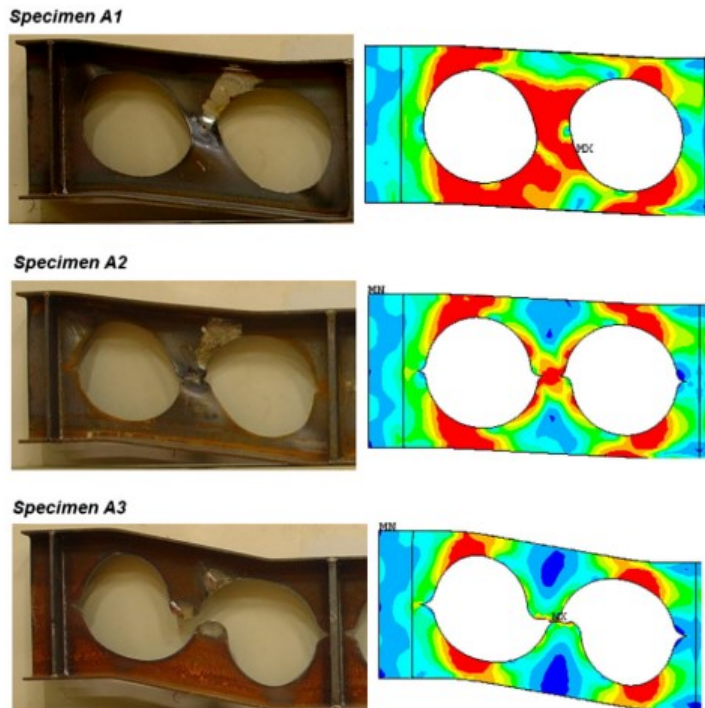


Figura 2.20: Comparação entre resultados experimentais e numéricos, [23].

Nadjai, [25], ensaiou 4 vigas com 2 formatações diferentes de aberturas, duas a temperatura ambiente e duas a temperatura elevada. Para a análise a altas temperaturas, utilizou-se uma curva não normatizada, para que a temperatura ao longo da viga fosse o mais homogênea possível. Não representando desta forma uma situação real de incêndio, mas garantindo uma homogeneidade nas temperaturas ao longo da viga.

Ambas as vigas falharam devido a encurvadura lateral do montante da alma, tanto experimentalmente como de forma numérica, os resultados numéricos, realizados no software SAFIR, foram satisfatórios, conforme pode ser visto na Figura 2.21.

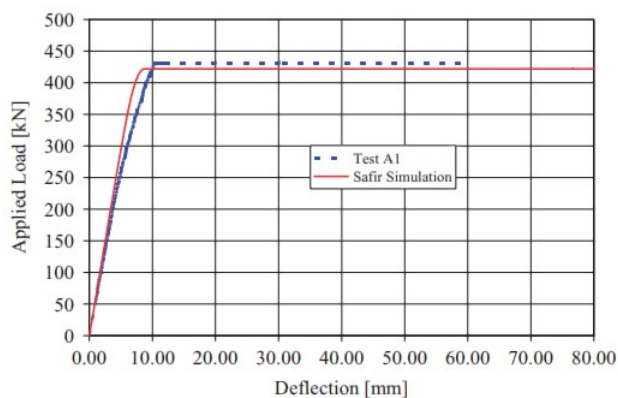


Figura 2.21: Gráfico comparativo entre valores experimentais e numéricos, [25].

A análise numérica percorrida por Nadjai, [25], apresenta valores coerentes com os valores experimentais para os ensaios a temperatura ambiente, com a curva numérica levemente mais inclinada na região elástica, conforme nota-se na Figura 2.21.

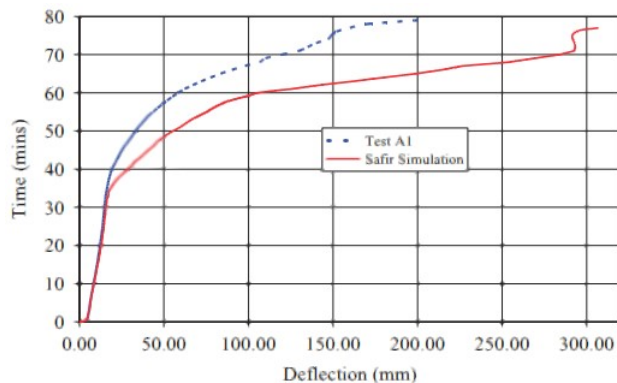


Figura 2.22: Gráfico comparativo entre valores experimentais e numéricos em análise a temperaturas elevadas, [25].

Para temperaturas elevadas, Figura 2.22, a curva numérica se manteve conservativa em relação aos valores experimentais, e de forma mais distante da relatada para temperaturas ambiente.

Ainda em análises de situação de incêndio, estudos objetivam em analisar a eficiência da aplicação de proteções contra fogo em vigas alveolares, a proteção mais utilizada é o revestimento intumescente, esse tipo de material atua como isolante térmico e expande quando exposto a altas temperaturas

O uso do revestimento intumescente garante uma maior resistência ao fogo, porém não há alteração no modo de falha das vigas, apenas o tempo para que haja o colapso, [26].

A figura 2.23 apresenta o comportamento de duas vigas similares, a primeira sem proteção e a segunda com o revestimento intumescente. Percebe-se que para ambas as vigas o modo de falha é semelhante, porém a viga protegida sofreu deformações menores.



(a) Viga alveolar sem proteção



(b) Viga alveolar com proteção

**Figura 2.23: Comparação entre vigas alveolares com e sem proteção, adaptado de [26].**

A influência da proteção para altas temperaturas em vigas pode ser vista quando compara-se as temperaturas máximas registradas nos ensaios realizados por Nadjai, onde a viga desprotegida registrou uma temperatura de 795 °C aos 39 minutos de ensaio, enquanto que a viga com proteção intumescente atingiu a temperatura máxima de 429 °C apenas após 69 minutos de ensaio.

A diferença na temperatura, e também na taxa de aquecimento da viga, faz com que a resistência desta se mantenha superior, e por um período maior de tempo, justificando o uso de proteções para garantir a segurança de estruturas em situações de incêndio.

Bihina, [4], apresenta em seu trabalho também comparações numéricas-experimentais

para vigas alveolares com diferentes disposições de aberturas, mas também com a adição de enrijecedores laterais em um dos corpos de prova.

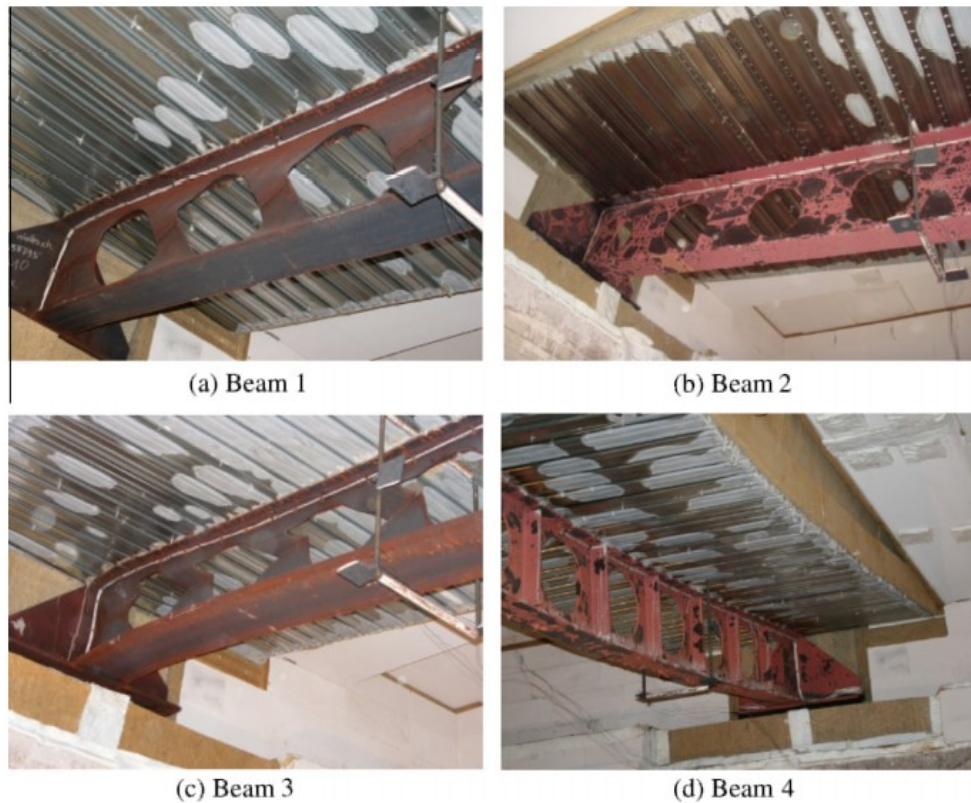


Figura 2.24: Resultados experimentais do estudo realizado por Bihina, [4].

As vigas foram sujeitas a um carregamento linear e homogêneo por meio de uma laje de betão posicionada sobre ela. Tanto a viga com enrijecedor na alma, como a viga com grande distanciamento entre aberturas, apresentaram falha por flexão global, comportamento semelhante ao visto em vigas sólidas. As demais vigas com maior fragilidade devido as aberturas apresentaram falhas por encurvadura lateral do montante da alma, as deformações são apresentadas na Figura 2.24.

No estudo realizado por Wang, [27], é apresentada uma formatação de vigas alveolares não tão usual, são vigas semelhantes as vigas casteladas, porém com os vértices arredondados. Essa ação reduz a concentração de tensões presentes nos vértices da abertura.

Wang desenvolveu análises numéricas em um modelo de elementos finitos por meio

do software ABAQUS, neste modelo analisou-se uma única abertura de uma viga bi-apoiada com carregamento central, e esta abertura foi configurada para diferentes raios de arredondamento dos vértices, com valores entre 50 e 75 mm.

Comparou-se as razões de utilizações tanto para esforços de corte como para momento fletor. A razão de utilização é a razão entre o esforço atuante e o esforço resistente. A Figura 2.25 apresenta o gráfico realizado por Wang para análise da influência do raio de arredondamento dos vértices.

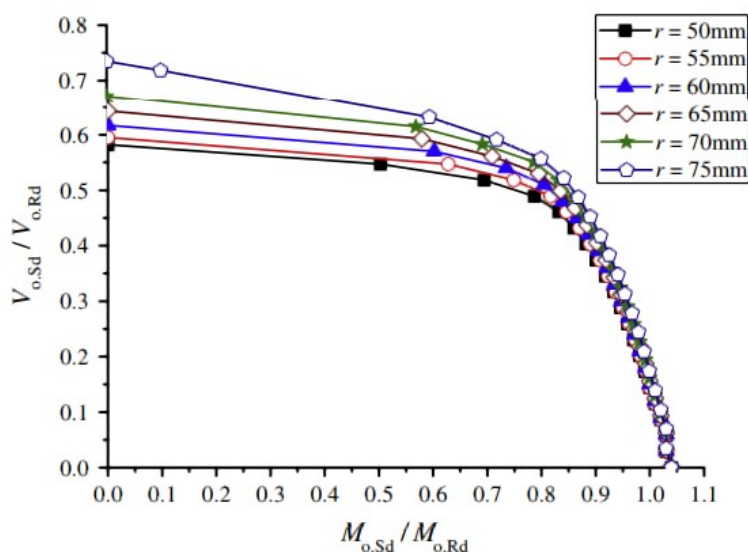


Figura 2.25: Influência do raio de arredondamento dos vértices na resistência de vigas alveolares, [27].

Nota-se por meio das curvas que para o caso de flexão pura, o arredondamento não exerce nenhuma influência sobre a resistência da viga, o mesmo não pode ser dito para o corte, justificado pelo motivo de o arredondamento auxiliar na redistribuição das tensões no entorno da abertura, [27]. Wang conclui com base resultados obtidos que a melhor dimensão do raio de arredondamento é o valor de 25% da altura inicial da viga.

Neste mesmo estudo, apresenta-se a influência da razão de expansão para diferentes casos de vigas alveolares. A razão de expansão é determinada como a altura final do perfil dividida pela altura inicial. De forma similar as curvas apresentadas anteriormente, nota-se na Figura 2.26 que para o caso das razões de expansão, as curvas sofrem maiores influências, principalmente para a resistências ao corte, mas também na resistência a

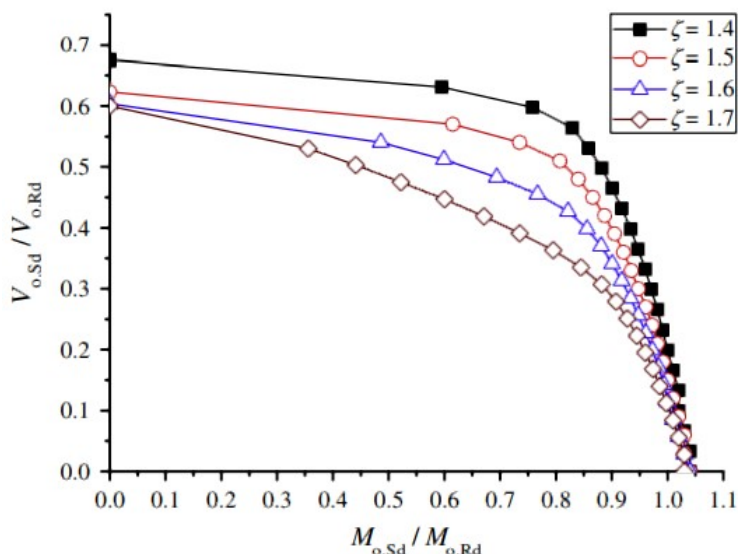


Figura 2.26: Influência da razão de expansão na resistência de vigas alveolares, [27].

flexão.

Maiores razões de expansão levam a maiores resistências a flexão devido o acréscimo do momento de inércia, porém, com maiores expansões, menor é a porção sólida da secção transversal, portanto, devido ao mecanismo de Vierendeel, maiores razões de expansão implicam em menores resistências das vigas.

Outra comparação feita é referente ao comprimento da abertura, onde também identificou maior impacto na resistência ao corte, para o caso de flexão pura, o alongamento da abertura não influenciou na resistência a flexão. Similarmente, analisou-se a influência da forma da abertura, onde constatou-se que a abertura circular apresenta os melhores resultados, como pode ser visto na Figura 2.27.

Chung, [3] apresenta em seu trabalho uma análise numérica para diversas disposições e formas de aberturas, utilizando oito geometrias diferentes, com três tamanhos de aberturas e quatro diferentes dimensões da secção transversal.

Após a realização das análises numéricas, constatou-se que a resistência ao corte apresentada no modelo numérico é superior à obtida analiticamente. Chung justifica esse efeito pelo fato das regras de dimensionamento negligenciarem a contribuição do banzo na resistência ao corte, o que não gera erros significativos para dimensionamento de vigas

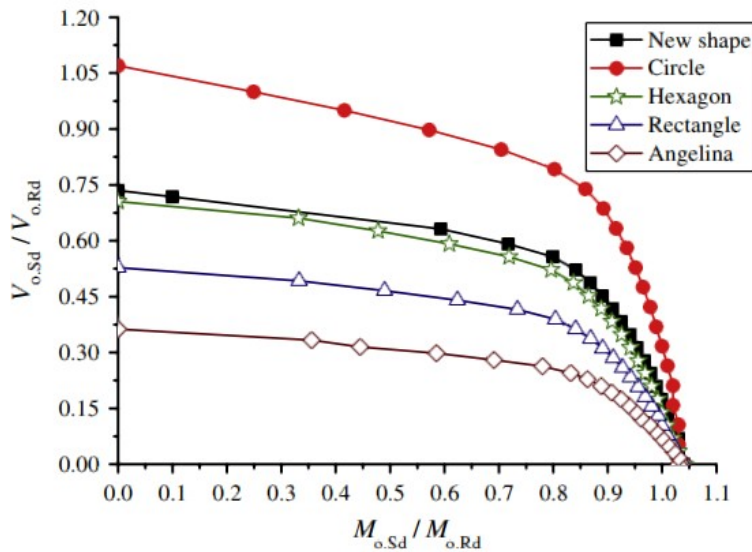


Figura 2.27: Influência do tipo de abertura na resistência de vigas alveolares, [27].

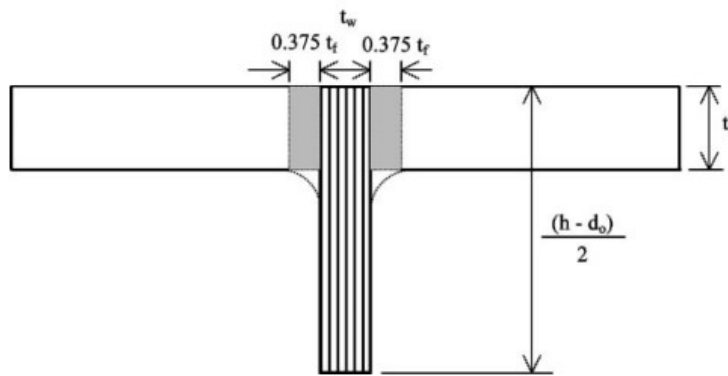


Figura 2.28: Área de resistência ao corte equivalente com base em resultados numéricos, [3].

sólidas, porém, ao inserir aberturas na alma de uma viga, a área resistente ao corte sofre grandes reduções e a área do banzo se torna significativa.

O autor então propôs uma reformulação no cálculo da resistência ao corte para vigas alveolares, alterando a área de resistência ao corte, por meio da Equação 2.9. Com esse novo método de cálculo, a resistência ao corte apresentou acréscimos de até 43% em relação ao método anterior. A Figura 2.28 ilustra a nova área de corte proposta.

$$A_{vf} = t_f(0,375t_f + t_w + 0,375t_f) \quad (2.9)$$



# Capítulo 3

## Verificação de segurança de vigas alveolares

Antes de iniciar qualquer ensaio experimental, assim como as análises numéricas, é necessário entender as características de material, qual seu comportamento com o aumento da temperatura e por final o cálculo das resistências das vigas a serem ensaiadas.

Quando se trata de uma mesma temperatura, o comportamento da viga é mais simples de ser determinado, já que as propriedades mecânicas do material não sofrem alterações. Em temperaturas elevadas, ou na variação de temperatura, deve-se levar em conta a alteração das propriedades do material, uma vez que o aço apresenta perda de resistência com o aumento da temperatura.

Em temperaturas uniformes ao longo da viga, pode-se considerar apenas as novas propriedades baseadas nesta temperatura. Porém, quando ocorre diferenças de temperaturas ao longo da viga, uma análise mais minuciosa deve ser feita, pois esta diferença de temperatura pode ocasionar falhas em zonas não previstas.

### 3.1 Caracterização do material a temperatura ambiente

Neste estudo fez uso de perfil IPE 220, fabricados em aço S275 que apresenta uma tensão de cedência de 275 MPa, porém a resistência real pode diferir do valor teórico devido a influência dos processos de fabricação e outras imperfeições do material.

Portanto, realizou-se inicialmente a caracterização do material. Esta caracterização pode ser feita por meio de um ensaio de tração em corpos de provas retirados da alma de um perfil sólido I.

A caracterização do material das vigas ensaiadas foi realizada em um trabalho anterior, [16], e os principais valores encontrados para as propriedades do material se encontram na Tabela 3.2.

Para cálculos analíticos e análises numéricas, utilizou-se o valor de 318,16 MPa para a tensão de cedência e 433,97 MPa para a tensão última. Para módulo de elasticidade, o valor de 210 GPa.

**Tabela 3.1: Resultados da caracterização do material das vigas a serem ensaiadas, [16].**

Corpos de prova	$L_0$ (mm)	$A_0$ ( $mm^2$ )	$E$ (GPa)	$F_m$ (kN)	$R_p$ (MPa)	$R_m$ (MPa)	$R_{eH}$ (MPa)	$R_{eL}$ (MPa)	$A_t$ (%)
S1	50,00	174,00	209,80	75,49	315,97	433,84	315,66	313,04	36,90
S2	50,00	174,00	205,32	75,27	317,67	432,61	321,53	313,97	36,75
S3	50,00	174,00	227,03	75,36	315,51	433,07	312,89	313,04	37,61
S4	50,00	174,00	205,90	75,49	316,28	433,84	313,97	312,58	37,76
S5	50,00	174,00	195,15	76,05	322,14	437,09	324,15	317,21	36,99
S6	50,00	174,00	216,84	75,41	320,75	433,38	320,75	310,88	37,03
Média	50,00	174,00	210,01	75,51	318,05	433,97	318,16	313,45	37,17
Desvio padrão	0,00	0,00	10,92	0,28	2,76	1,60	4,60	2,10	0,41
Variância	0,00	0,00	119,22	0,08	7,62	2,55	21,12	4,42	0,17
Coefficiente de variação	0,00%	0,00%	5,20%	0,37%	0,87%	0,37%	1,44%	0,67%	1,11%

## 3.2 Comportamento do material a temperaturas elevadas

Anteriormente foi apresentado em 2.5 os fatores de redução para o aço em temperaturas elevadas, conforme valores exibidos na Tabela 2.1.

Para além da tensão de cedência, limite de proporcionalidade e módulo de elasticidade, com o aumento da temperatura, propriedades como o calor específico e condutividade térmica também sofrem alterações, e essas alterações nas propriedades devem ser levadas em conta durante o dimensionamento de estruturas de aço, uma vez que influenciam na taxa de aquecimento e na distribuição de temperatura da viga.

O comportamento destas propriedades com diferentes temperaturas é apresentado pelo Eurocódigo 1993-1-2, [6].

### 3.2.1 Condutividade térmica do aço

A condutividade térmica do aço,  $\lambda_a$ , apresenta um comportamento decrescente com o aumento da temperatura até que a temperatura ultrapasse os 800 °C, momento em que a condutividade se mantém constante.

O Eurocódigo 1993-1-2 apresenta as equações para determinação da condutividade térmica em uma dada temperatura  $\theta_a$ , conforme Equação 3.1. A Figura 3.1 apresenta a relação da condutividade térmica em função da temperatura, com base na equação proposta.

$$\begin{aligned} \lambda_a &= 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \theta_a & 20^\circ C \leq \theta_a < 800^\circ C \\ \lambda_a &= 27,3 & 800^\circ C \leq \theta_a \leq 1200^\circ C \end{aligned} \tag{3.1}$$

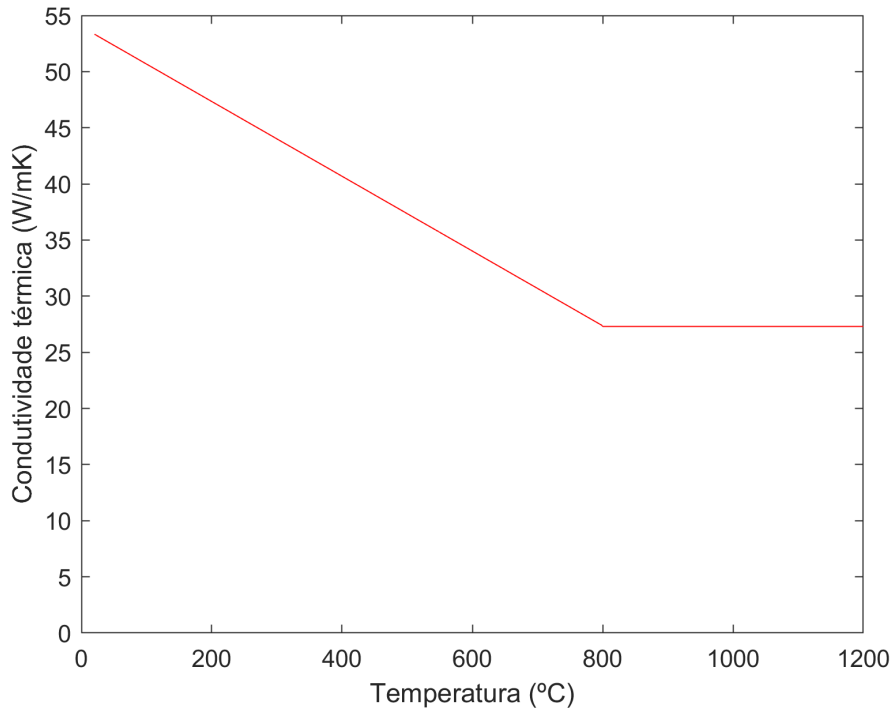


Figura 3.1: Condutividade térmica do aço em função da sua temperatura, adaptado de [6].

### 3.2.2 Calor específico

O calor específico,  $c_a$ , definido como a quantidade de energia necessária para alterar uma unidade de temperatura por unidade de massa do material, também é uma propriedade variável com a temperatura, e pode ser determinado pela Equação 3.2. A Figura 3.2 apresenta o comportamento do calor específico com o aumento da temperatura.

$$\begin{aligned}
 c_a &= 425 + 7,73 \cdot 10^{-1}\theta_a - 1,69 \cdot 10^{-3}\theta_a^2 + 2,22 \cdot 10^{-6}\theta_a^3 & 20^\circ C \leq \theta_a < 600^\circ C \\
 c_a &= 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} & 600^\circ C \leq \theta_a < 735^\circ C \\
 c_a &= 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} & 735^\circ C \leq \theta_a < 800^\circ C \\
 c_a &= 650 & 900^\circ C \leq \theta_a \leq 1200^\circ C
 \end{aligned}
 \tag{3.2}$$

Analisando a Figura 3.2 percebe-se um grande pico no valor do calor específico na

temperatura de 735 °C, pois é nesta temperatura que ocorre a mudança estrutural do aço de ferrita para austenita, e o aumento do calor específico é decorrente da existência de calor latente durante a transformação, [28].

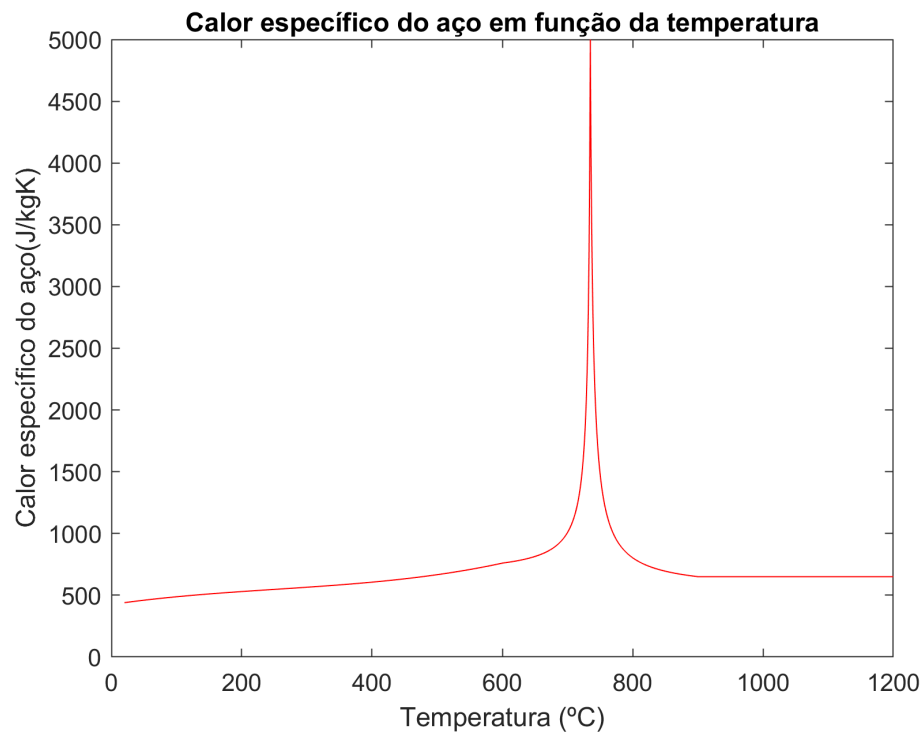


Figura 3.2: Calor específico do aço em função da sua temperatura, adaptado de [6].

### 3.2.3 Expansão térmica

A expansão térmica representa a variação dimensional do material quando submetido a uma variação na temperatura, essa relação é representada pela Equação 3.3, e a Figura 3.3 traz a representação gráfica do comportamento desta propriedade para diferentes temperaturas.

$$\begin{aligned}
\frac{\Delta l}{l} &= 1,2 \cdot 10^{-5} \theta_a + 0,4 \cdot 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \cdot 10^{-4} & 20^\circ C \leq \theta_a < 750^\circ C \\
\frac{\Delta l}{l} &= 1,1 \cdot 10^{-2} & 750^\circ C \leq \theta_a < 860^\circ C \\
\frac{\Delta l}{l} &= 2 \cdot 10^{-5} \theta_a - 6,2 \cdot 10^{-3} & 860^\circ C \leq \theta_a < 1200^\circ C
\end{aligned} \quad (3.3)$$

Onde  $l$  é o comprimento do corpo a temperatura de  $20^\circ C$  e  $\Delta l$  o alongamento devido a variação da temperatura.

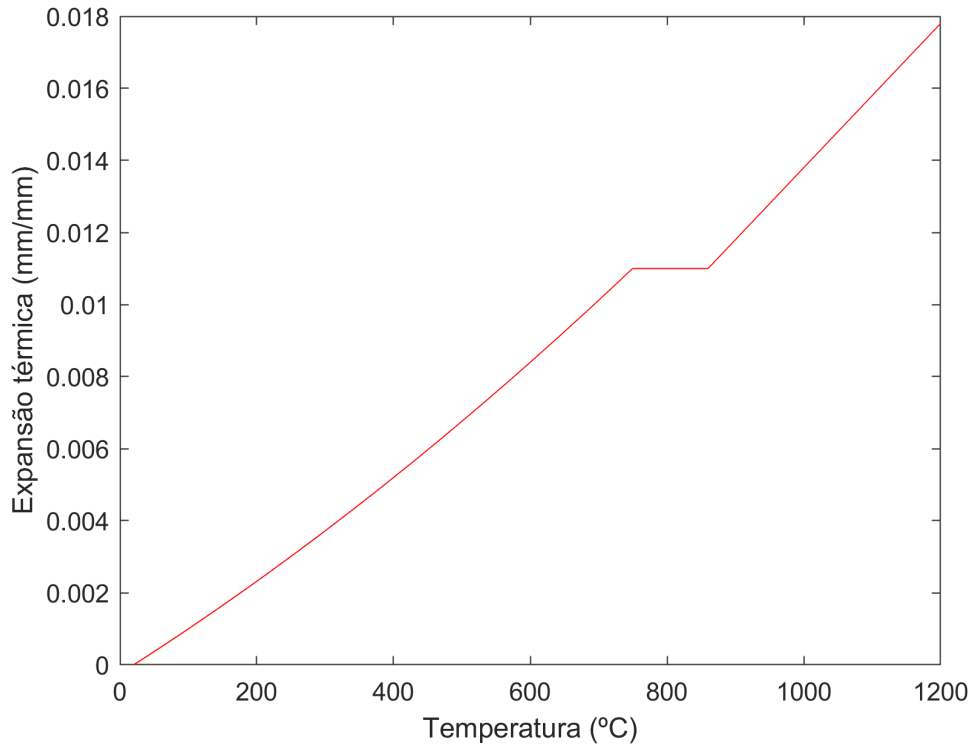


Figura 3.3: Expansão térmica do aço em função da sua temperatura, adaptado de [6].

O Eurocódigo 1993-1-2 [6] apresenta a relação tensão deformação do aço em temperaturas elevadas para determinada temperatura  $\theta$ , estas curvas são apresentadas na Figura 3.4. As curvas tensão-deformação podem ser divididas em quatro etapas.

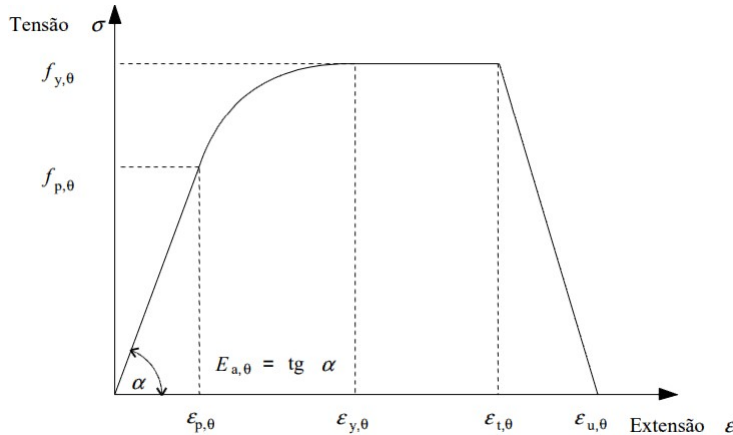
A primeira etapa representa o regime elástico, onde a relação tensão/deformação é linear, quando a tensão atinge o valor da tensão limite de proporcionalidade,  $f_{p,\theta}$ , inicia-se a segunda fase que é caracterizada pelo início da cedência do material, apresentando

um comportamento não linear até que a tensão atinja o valor da tensão de cedência,  $f_{y,\theta}$ .

**Tabela 3.2: Resultados da caracterização do material das vigas a serem ensaiadas, [16].**

Domínios de extensões	Tensão	Módulo tangente		
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$		
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + \left(\frac{b}{a} \sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2}\right)$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a \sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2}}$		
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0,00		
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} \left[1 - \frac{(\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta})}{(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})}\right]$	-		
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0,00	-		
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{E_{a,\theta}}$	$\varepsilon_{y,\theta} = 0,02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0,15$	$\varepsilon_{u,\theta} = 0,20$
Funções	$c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$			
	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \left(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + \frac{c}{E_{a,\theta}}\right)$			
	$b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} + c^2$			

Na terceira etapa não há variação da tensão, havendo apenas o aumento da deformação, comportamento que identifica o colapso da viga, e por último há uma queda abrupta e linear na tensão, com um pequeno acréscimo da deformação, indicando a perda de resistência do material, e a ruptura do mesmo.



**Figura 3.4: Relação tensão deformação do aço a temperaturas elevadas, [6].**

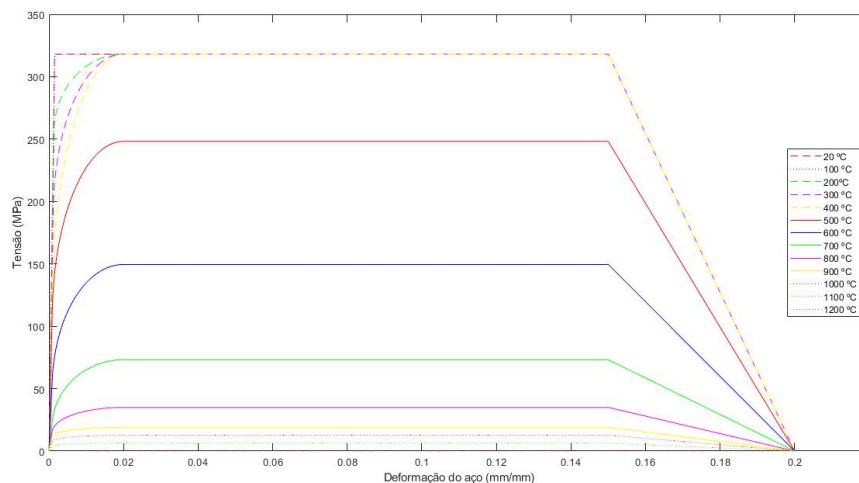
Os limites para cada etapa são determinados por meio das equações apresentadas na

Tabela 3.2, e pode-se visualizar as as quatro etapas na Figura 3.4.

Com as equações referente a relação tensão-deformação do material, associadas com os fatores de redução devido a temperaturas elevadas, pode-se plotar curvas tensão-deformação para diferentes temperaturas. A Figura 3.5 apresenta estas curvas para as temperaturas tabeladas no Eurocódigo.

Nota-se que até a temperatura de 400°C não ocorrem grandes variações no comportamento do material, conforme apresentado anteriormente na tabela de fatores de redução. Mas já aos 500°C, a resistência do material se mostra inferior as temperaturas menores.

Para temperaturas muito elevadas, a resistência mecânica do aço sofre grandes penalidades, quando atingi o valor de 1200 °C, ocorre a perda total da resistência, pois é nesta temperatura ocorre a transição do estado sólido para o estado líquido, a temperatura de fusão do aço.



**Figura 3.5:** Gráfico tensão deformação para diversas temperaturas.

### 3.3 Classificação da secção transversal

Os perfis de aço seguem uma classificação presente no Eurocódigo 1993-1-1 [29] que tem como objetivo identificar sua resistência e capacidade de rotação, com base nas limitações por encurvadura local.

O eurocódigo separa os perfis em 4 classes, sendo a Classe 1 uma secção onde uma rótula plástica pode ser formada, e com a capacidade de rotação necessária para uma análise plástica, sem que se perca resistência.

A Classe 2 permite uma rótula plástica, porém a capacidade de rotação está limitada pela encurvadura local.

Secções de Classe 3 são aquelas em que o alcance do momento resistente plástico está limitado pela encurvadura local, mesmo a fibra mais externa da viga podendo atingir a tensão de cedência.

E por último na Classe 4, ocorre encurvadura local sem que a tensão de cedência seja atingida.

Para classificação de um perfil, consideram-se os fatores geométricos da secção, sendo os cálculos realizados para componentes internos e componentes em consola de forma separada, e a classificação da viga será a maior entre os dois valores obtidos, ou seja, a classe que representa a menor resistência.

### 3.3.1 Classificação de componentes internos

A Figura 3.6 apresenta exemplos de componentes internos, estes são componentes em que ambas as extremidades estão conectadas a outros componentes ou fixas de alguma forma, como por exemplo, a alma das vigas I.

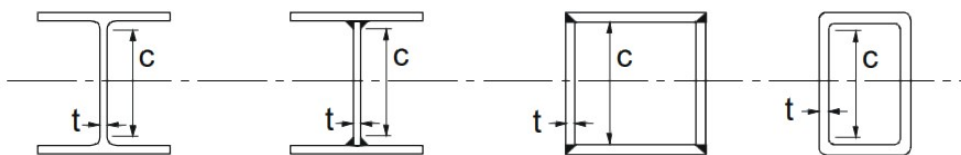


Figura 3.6: Exemplos de componentes internos de seções, [29].

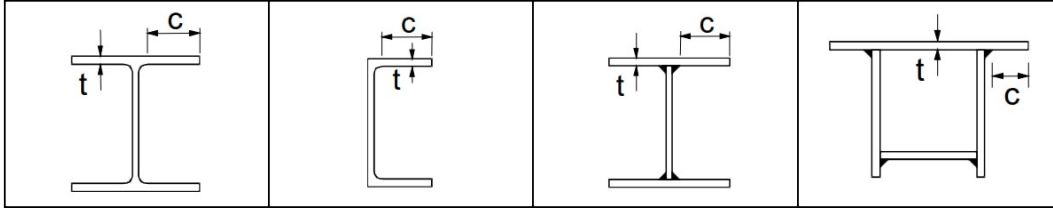
Para definir a classe na qual a secção está presente, o Eurocódigo determina alguns limites que devem ser verificados, para o caso dos componentes internos, a Tabela 3.3 apresenta esses limites.

**Tabela 3.3: Limites da classificação de componentes internos, [29].**

Classes	Componente sujeito à flexão	Componente sujeito à compressão
1	$c/t \leq 72\varepsilon$	$c/t \leq 33\varepsilon$
2	$c/t \leq 83\varepsilon$	$c/t \leq 38\varepsilon$
3	$c/t \leq 124\varepsilon$	$c/t \leq 42\varepsilon$
4	$c/t > 124\varepsilon$	$c/t > 42\varepsilon$

### 3.3.2 Classificação de componentes externos

A Figura 3.7 apresenta exemplos de componentes em consola, nesse tipo de componente, apenas uma das extremidades está fixada, e a outra está livre, por isso do nome componente em consola, este tipo de componente está mais sujeito a instabilidades.



**Figura 3.7: Exemplos de componentes em consola, [29].**

Da mesma forma que para componentes internos, a Tabela 3.4 traz os limites utilizados na classificação dos componentes externos.

Sendo que o parâmetro  $\alpha$  está apresentado na Figura 3.8 para os casos de componentes sujeitos a flexão e compressão, seja com extremidade comprimida ou tracionada. E o parâmetro  $k_\sigma$  representa o fator de flambagem da secção, e este pode ser determinado a partir do Eurocódigo 1993-1-5, [30].

**Tabela 3.4: Limites da classificação de componentes em consola, [29].**

Classes	Componente sujeito à compressão	Componente sujeito a flexão e compressão, com extremidade comprimida	Componente sujeito a flexão e compressão, com extremidade tracionada
1	$c/t \leq 9\varepsilon$	$c/t \leq 9\varepsilon/\alpha$	$c/t \leq 9\varepsilon/(\alpha\sqrt{\alpha})$
2	$c/t \leq 10\varepsilon$	$c/t \leq 10\varepsilon/\alpha$	$c/t \leq 10\varepsilon/(\alpha\sqrt{\alpha})$
3	$c/t \leq 14\varepsilon$	$c/t \leq 21\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$	$c/t \leq 21\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$
4	$c/t > 14\varepsilon$	$c/t > 21\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$	$c/t > 21\varepsilon\sqrt{k_\sigma}$

### 3.3.3 Classificação da secção de perfis alveolares

Para os perfis alveolares, utiliza-se o mesmo método apresentado anteriormente em sua classificação, porém sujeito a algumas condições adicionais para as diferentes verificações de resistência.

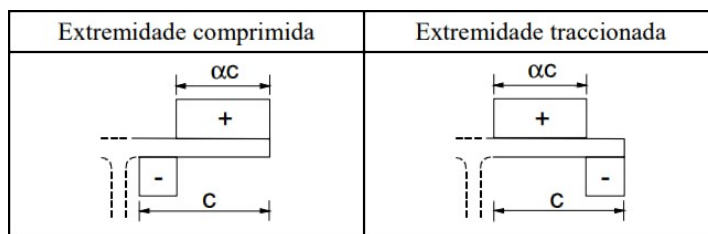


Figura 3.8: Representação do valor de  $\alpha$ , [29].

Na classificação da secção submetida a flexão global, temos as seguintes condições.

Para banzos de classes 1 e 2, a porção da alma na abertura, que agora é um componente em consola, é considerada como sendo de classe 2, ignorando a altura em compressão superior a  $10t_w\varepsilon$ , [10].

E de forma semelhante, para banzos de classe 3, a alma considera-se classe 3, ignorando alturas em compressão superiores a  $14t_w\varepsilon$ , [10].

Para tês sujeitos a flexão de vierendeel, a classificação deve seguir as condições a seguir.

Primeiramente, com base no tipo de abertura, define-se o valor de comprimento efetivo ( $a_t$ ), a Tabela 3.5 apresenta valores do comprimento efetivo para as diferentes aberturas de vigas alveolares.

Onde  $a_0$  representa o diâmetro de uma abertura circular,  $h_0$  é a altura da abertura, sendo igual ao diâmetro para o caso de aberturas circulares, e  $b_0$  a porção horizontal das aberturas hexagonais ou senoidais, [10]. Essas variáveis podem ser vistas na Figura 3.9.

Tabela 3.5: Comprimento efetivo em função do tipo de abertura, adaptado de [10].

Comprimento efetivo, $a_t$	Tipo de abertura
$a_0$	Aberturas retangulares
$0,7h_0$	Aberturas circulares e hexagonais
$a_0 - 0,3h_0$	Aberturas circulares alongadas
$b_0 + 0,5h_0$	Aberturas senoidais e hexagonais alongadas

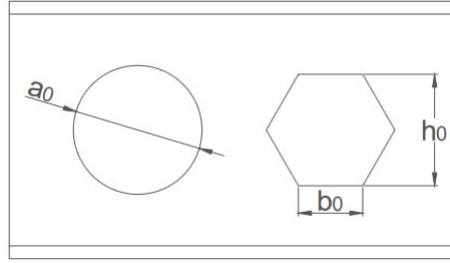


Figura 3.9: Representação das variáveis apresentadas na Tabela 3.5.

Em casos onde a altura do tê ( $d_t$ ) é classificada como classe 3, esta deve ser considerada de uma classe 2 quando as seguintes condições forem verificadas.

Todas as classes 3 serão consideradas classes 2 quando  $a_t \leq 32t_w\varepsilon$ , ou então quando as condições da Equação 3.4 for verificada, [10].

$$a_t > 32t_w\varepsilon \quad , \quad d_t \leq \frac{10t_w\varepsilon}{\sqrt{1 - \left(\frac{32t_w\varepsilon}{a_t}\right)^2}} \quad (3.4)$$

De forma semelhante, almas de classe 4 devem ser classificadas como classe 3 quando  $a_t \leq 36t_w\varepsilon$  ou então respeitar as condições presentes na Equação 3.5, [10].

$$a_t > 36t_w\varepsilon \quad , \quad d_t \leq \frac{14t_w\varepsilon}{\sqrt{1 - \left(\frac{36t_w\varepsilon}{a_t}\right)^2}} \quad (3.5)$$

### 3.4 Capacidade resistente das vigas

Previamente aos ensaios experimentais e análises numéricas, calculou-se a resistência mecânica das vigas utilizadas no trabalho, seja para temperatura ambiente ou temperaturas elevadas, e para os diversos tipos de falha possíveis.

Para determinação das resistências, fez-se uso do Eurocódigo 1993-1-1 que apresenta normas de dimensionamento para vigas sólidas, [29], e o rascunho do Eurocódigo 1993-1-13 que possui normas para dimensionamento de vigas alveolares, [10].

Para além das normas existentes, buscou-se referências em trabalhos já realizados para auxiliar no entendimento da verificação das vigas.

Os cálculos analíticos foram realizados para a secção da primeira abertura, analisando

a situação hipotética de uma secção sólida e a situação real da viga alveolar. Utilizaram-se as dimensões geométricas reais das vigas, para garantir a melhor fiabilidade possível nos resultados. Os valores utilizados para dimensionamento das vigas estão apresentados na Tabela 3.6.

**Tabela 3.6: Dimensões utilizadas para cálculos analíticos das vigas alveolares**

Viga	Altura, $h(\text{mm})$	Largura do banzo, $b(\text{mm})$	Espessura da alma, $t_w(\text{mm})$	Espessura do banzo, $t_f(\text{mm})$	Diâmetro da aber- tura, $a_0(\text{mm})$	Distância entre aber- turas, $S(\text{mm})$	Comprimento, $L(\text{mm})$
B1	221,0	112,0	5,9	9,0	-	-	1500
B2	219,0	110,9	6,6	8,9	109,8	219,9	1503
B3	219,0	110,2	6,6	8,9	109,6	241,7	1499
B4	222,0	112,2	6,6	9,3	131,8	197,7	1501
B5	222,0	112,2	5,8	9,1	131,9	219,9	1495
B6	220,0	110,3	6,6	8,8	131,8	241,8	1503
B7	222,0	111,7	6,0	9,2	140,8	197,8	1499
B8	222,0	112,1	5,9	9,1	140,7	219,7	1496
B9	221,0	110,5	6,7	9,0	140,5	241,9	1500

### 3.4.1 Resistência à flexão

A primeira verificação realizada para as vigas foi a determinação do momento fletor resistente, para as vigas alveolares utilizadas, realizou-se os cálculos tanto para o caso real (com a abertura) e para o caso em que a viga seria sólida, para analisar a influência da abertura na resistência da viga, de forma analítica.

Para garantir a estabilidade da viga em relação a esforços de flexão, a condição apresentada na Equação 3.6 deve ser verdadeira. Ou seja, o momento fletor atuante ( $M_{Ed}$ ) deve ser igual ou inferior que o momento fletor resistente da viga ( $M_{c,Rd}$ ).

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.6)$$

E o momento fletor resistente é apresentado nas equações 3.7, 3.8 e 3.9, sua determinação leva em conta a classificação da secção transversal da viga.

$$M_{c,Rd} = M_{pl,Rd} = \frac{W_{pl}f_y}{\gamma_{M0}} \quad \text{Para Classes 1 e 2.} \quad (3.7)$$

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el}f_y}{\gamma_{M0}} \quad \text{Para Classe 3.} \quad (3.8)$$

$$M_{c,Rd} = \frac{W_{eff,min}f_y}{\gamma_{M0}} \quad \text{Para Classes 4.} \quad (3.9)$$

Onde  $W_{pl,Rd}$  representa o módulo de flexão plástico da secção e  $W_{el,Rd}$  o módulo de flexão elástico.  $W_{eff,min}$  é o módulo associado com a fibra que apresenta maior tensão elástica.

Para as vigas alveolares, altera-se o momento fletor resistente, conforme apresentado na Equação 3.10, onde  $M_{o,Rd}$  representa o momento fletor resistente da viga na secção 2-tê.

$$\frac{M_{Ed}}{M_{o,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.10)$$

Na determinação de  $M_{o,Rd}$  podem-se utilizar dois métodos distintos, o primeiro parte do cálculo das resistências normais das secções tês ( $N_{pl,Rd}$ ), conforme apresentado na Equação 3.11, [29].

Para verificação dos tês em flexão global, deve-se utilizar o valor de  $t_{w,eff}$  que é utilizado posteriormente também na análise de esforço transversal resistente, Equação 3.17.

$$N_{pl,Rd} = \frac{A_t f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.11)$$

Pode-se então determinar o momento fletor resistente da secção 2-tê, por meio da Equação 3.12, [15].

$$M_{o,Rd} = 2N_{pl,Rd}Z_c \quad (3.12)$$

O segundo método para cálculo do momento fletor resistente na secção 2-tê, utilizado

por Pattamad [19], é similar ao utilizado para perfis sólidos, sendo apenas feitas alterações no módulo de flexão, utilizado o valor modificado para aberturas apresentado na Equação 2.7.

O momento fletor resistente na abertura pode então ser determinado pela seguinte equação:

$$M_{o,Rd} = \frac{W_{o,pl} f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.13)$$

Ambos os métodos apresentaram resultados muito semelhantes, o método proposto pelo Eurocódigo 1993-1-1 apresentou para todos os casos de vigas valores superiores de resistência a flexão. A comparação entre os resultados pode ser vista na Tabela 3.7

**Tabela 3.7: Valores obtidos analiticamente para os métodos de determinação de resistência a flexão em vigas alveolares, [kNm].**

Método utilizado	B2	B3	B4	B5	B6	B7	B8	B9
Eurocódigo 1993-1-1	84,97	84,59	87,34	84,19	81,86	83,71	83,26	82,14
Pattamad	84,75	84,36	87,29	84,18	81,83	83,71	83,25	82,13

Foram utilizados neste trabalho os valores obtidos a partir do método proposto por Pattamad, por este se mostrar conservativo em relação ao outro método proposto.

### 3.4.2 Resistência ao corte

De forma semelhante a condição imposta para o momento fletor resistente, no caso do esforço transversal resistente ( $V_{c,Rd}$ ), a estabilidade é mantida se a condição apresentada na Equação 3.14 for verdadeira, [29].

$$\frac{V_{Ed}}{V_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.14)$$

Para obter o valor de  $V_{c,Rd}$  faz-se necessário primeiro determinar a área resistente ao esforço transversal ( $A_v$ ), em vigas I ou H é determinada como o maior valor entre  $A - 2bt_f + (t_w + 2r)t_f$  e  $\eta h_w t_w$ .

A variável  $\eta$  pode ser encontrada em [30], porém o Eurocódigo 1993-1-1, [29], aconselha

a utilização do valor conservativo de 1,0.

O esforço de corte resistente é então calculado a partir da Equação 3.15.

$$V_{c,Rd} = \frac{A_v(f_y/\sqrt{3})}{\gamma_{M0}} \quad (3.15)$$

A determinação da resistência aos corte em vigas alveolares exige antes o cálculo da resistência para uma viga sólida de mesmas dimensões, para então posteriormente, por meio da Equação 3.16 determinar o valor do esforço transversal resistente para a viga alveolar.

Para os casos de vigas assimétricas, deve-se utilizar um valor médio de espessura da alma no cálculo da resistência, [10].

$$V_{o,pl,Rd} = V_{pl,Rd} - \frac{a_0 t_w f_y}{\sqrt{3} \gamma_{M0}} \quad (3.16)$$

O Eurocódigo propõe ainda que para casos onde os esforços de corte sejam elevados, onde  $\frac{V_{Ed}}{V_{o,pl,Rd}} > 0,5$ , deve-se utilizar uma espessura da alma efetiva inferior a real, esta é determinada pela Equação 3.17.

$$t_{w,eff} = t_w(1 - \rho) \quad (3.17)$$

$$\rho = \left( \frac{2V_{Ed}}{V_{o,pl,Rd}} - 1 \right)^2 \quad (3.18)$$

De forma análoga ao cálculo da resistência a flexão, Pattamad, [19], também apresenta em seu estudo um método analítico para determinação da resistência ao corte de vigas alveolares, por meio da equação 3.19.

$$V_{o,pl,Rd} = 0.577 f_y (A_z - (a_0 t_w)) \quad (3.19)$$

Por meio da Tabela 3.8 podem-se analisar os valores obtidos para cada método analítico.

Novamente o método utilizado por Pattamad se mostrou conservativo, com valores muito próximos entre os dois métodos. Para este estudo utilizou-se os valores conservativos.

**Tabela 3.8: Valores obtidos analiticamente para os métodos de determinação de resistência ao corte em vigas alveolares, [kN].**

Método utilizado	B2	B3	B4	B5	B6	B7	B8	B9
Eurocódigo 1993-1-1	183,50	183,78	161,84	149,05	157,89	142,57	141,71	150,32
Pattamad	183,40	183,67	161,75	148,96	157,79	142,49	141,63	150,23

### 3.4.3 Resistência à encurvadura do montante da alma

A proposta de norma europeia EN 1993-1-13, [10], apresenta a verificação necessária para garantir a resistência à encurvadura do montante da alma. A seguinte equação deve ser verdadeira para que a estabilidade em relação a encurvadura do montante da alma seja mantida.

$$\frac{N_{w,Ed}}{N_{w,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.20)$$

Para determinar a resistência a encurvadura, utiliza-se o método utilizado para verificações de colunas sobre compressão axial. O valor da resistência a encurvadura do montante da alma,  $N_{w,Rd}$ , é obtido por meio da Equação 3.21.

$$N_{w,Rd} = b_w t_w \sigma_{b,w,Rd} \quad (3.21)$$

Sendo que  $b_w$  representa a largura efetiva da alma comprimida, em vigas alveolares com aberturas sem reforços laterais, pode-se assumir que  $b_w = 0,5h_0$ . O valor de  $\sigma_{b,w,Rd}$ , resistência a compressão da alma, é calculado pela relação  $\chi_{wp} f_y / \gamma_{m1}$ , e  $\chi_{wp}$  é definido entre o menor valor entre o valor obtido na equação abaixo e 1,0.

$$\chi_{wp} = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \lambda^2}} \quad (3.22)$$

Onde  $\Phi$  é calculado pela equação a seguir e a esbelteza normalizada  $\lambda$ , a partir das Equação 3.24 para secções transversais de classe 1,2 ou 3 e Equação 3.25 para classe 4.

$$\Phi = 0,5[1 + \alpha(\lambda - 0,2) + \lambda^2] \quad (3.23)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{A_w F_y}{N_{cr}}} \quad (3.24)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{A_{eff} F_y}{N_{cr}}} \quad (3.25)$$

A área adotada na determinação de  $\lambda$  deve ser a área da secção transversal do montante da alma.

$N_{cr}$  é a carga normal crítica associada ao modo de encurvadura determinada pela Equação 3.26, onde  $L_{cr}$  representa o comprimento de encurvadura, e  $I_{cr}$  o menor momento de inércia da secção sujeita a encurvadura, neste caso, a secção transversal do montante da alma.

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 E I_{cr}}{L_{cr}^2} \quad (3.26)$$

Pode-se determinar os factores de imperfeição para as curvas de encurvadura,  $\alpha$  por meio dos quadros 6.1 e 6.2 apresentados no Eurocódigo 1993-1-1, [29].

### 3.4.4 Resistência em flexão de Vierendeel

Como mencionado anteriormente, o mecanismo de Vierendeel consiste na formação de rótulas plásticas no entorno das aberturas das vigas celulares, em decorrência da transferência dos esforços de corte no entorno das aberturas.

Para que haja estabilidade, a condição apresentada na Equação 3.27 deve ser mantida, de forma muito semelhante ao do esforço transversal resistente, sendo que nesse caso, a resistência não é a de esforço transversal, mas sim esforço transversal resistente para flexão de Vierendeel,  $V_{Vier,Rd}$ .

$$\frac{MV_{Ed}}{V_{Vier,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.27)$$

A proposta de norma europeia EN 1993-1-13, [10], apresenta duas formas para verificação da resistência por Vierendeel, sendo o segundo método também utilizado por [19] em seu estudo.

O primeiro método disposto pelo Eurocódigo utiliza para o cálculo da resistência os valores de momento fletor resistente do t<sup>ê</sup> inferior e superior, reduzidos devido efeitos de tração ou compressão, o valor de  $t_{w,eff}$  deve ser utilizado nesta verificação, conforme Equação 3.28.

$$V_{Vier,Rd} = \frac{2M_{NV,b,Rd} + 2M_{NV,t,Rd}}{a_{eff}} \quad (3.28)$$

Os valores do comprimento efetivo da abertura ( $a_{eff}$ ) são obtidos com base na forma geométrica da abertura, a Tabela 3.9 apresenta as relações para determinação do comprimento efetivo com base no tipo de abertura da viga alveolar.

**Tabela 3.9: Comprimento efetivo da abertura para diferentes tipos de aberturas, adaptado de [10].**

Forma da abertura	Comprimento efetivo, $a_{eff}$
Retangular	$a_0$
Circular	$0,45h_0$
Circular alongada	$a_0 - 0,55h_0$
Hexagonal	$b_0 + 0,25h_0$

Os valores de momento fletor resistente dos t<sup>ê</sup>s são calculados a partir das Equações 3.29 e 3.30, para secções de classe 1 e 2, e classes 3 e 4 respectivamente.

$$M_{NV,b,Rd} = M_{pl,Rd}(1 - (N_{Ed}/N_{pl,Rd})^2) \quad (3.29)$$

$$M_{NV,b,Rd} = M_{el,Rd}(1 - (N_{Ed}/N_{el,Rd})^2) \quad (3.30)$$

Onde  $N_{Ed}$  é a força de compressão ou tração axial devido a flexão global.  $N_{pl,Rd}$  e

$N_{el,Rd}$  são valores de resistência axial plástica e elástica da secção tê, respectivamente.

### Método alternativo para cálculo da resistência de Vierendeel

O segundo método para determinação da resistência de flexão de Vierendeel, só é aplicável quando a viga em questão apresenta todas as aberturas idênticas, [10].

Esse método consiste na determinação de um plano crítico, a partir da criação e verificação de planos radiais em uma abertura, deve-se determinar qual é o plano crítico para a viga em questão.

Para cada plano tem-se valores de esforço axial resistente ( $N_{\phi,Rd}$ ), momento fletor resistente ( $M_{\phi,Rd}$ ) e esforço transversal resistente ( $V_{\phi,Rd}$ ). Assim como os esforços e momento atuantes na secção; esforço axial ( $N_{\phi,Ed}$ ), momento fletor ( $M_{\phi,Ed}$ ) e esforço transversal ( $V_{\phi,Ed}$ ).

Para garantir a estabilidade da viga, assim como para os demais modos de falha, a relação apresentada na Equação 3.31 deve ser respeitada.

$$\frac{N_{\phi,Ed}}{N_{\phi,Rd}} + \frac{M_{\phi,Ed}}{M_{\phi,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.31)$$

Primeiramente calculou-se a resistência da viga, esforço axial resistente ( $N_{o,Rd}$ ), momento fletor resistente ( $M_{o,Rd}$ ) e esforço transversal resistente ( $V_{o,Rd}$ ), para a secção 2-tê, esta secção está representada pela secção a-a da Figura 3.10. Também calcula-se os valores dos esforços atuantes nessa mesma secção:  $N_{o,Ed}$ ,  $M_{o,Ed}$  e  $V_{o,Ed}$ , conforme já apresentado anteriormente.

Após os cálculos para a secção vertical, parte-se para os planos radiais, A proposta de norma europeia 1993-1-13, [10], recomenda a utilização de incrementos de 5° para criação dos novos planos. Nesses novos planos, com inclinação  $\phi$ , determinam-se os novos valores tanto de esforços e momento resistente como os valores atuantes na secção.

Na Figura 3.10 pode-se ver a representação de um plano inclinado na secção b-b. Os valores dos novos esforços e momentos podem ser obtidos por meio das equações a seguir.

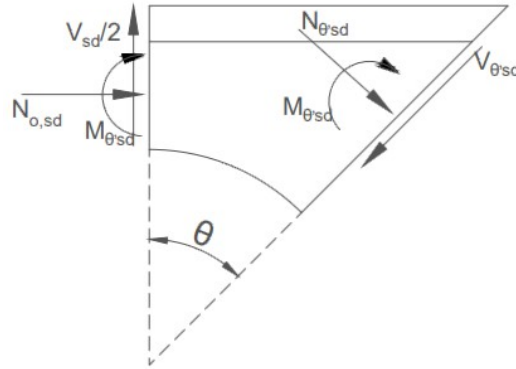


Figura 3.10: Seções para análise no método alternativo de Vierendeel.

$$N_{\theta,Ed} = N_{o,Ed} \cos(\phi) - \frac{V_{Ed}}{2} \sin(\phi) \quad (3.32)$$

$$M_{\theta,Ed} = N_{o,Ed} (\bar{y}_{\phi} \cos(\phi) - \bar{y}_{\phi}) + \frac{V_{Ed}}{2} \left( \frac{H}{2} - \bar{y}_{\phi} \cos(\phi) \right) \tan(\phi) \quad (3.33)$$

Para determinar os valores dos esforços e momento resistente, utilizam-se as mesmas equações descritas anteriormente para a seção vertical, sendo que as dimensões da seção são alteradas para as dimensões da seção do plano radial analisado.

O método alternativo se mostrou muito mais condizente com o comportamento das vigas, enquanto o primeiro método apresentou resistências em valores na casa dos 200 kN, o método alternativo mostrou valores próximo aos 70 kN.

### 3.5 Resultados analíticos

Como mencionado anteriormente, a análise simplificada realizada nesse trabalho teve como objetivo determinar as resistências das vigas alveolares a temperatura ambiente e também a temperaturas elevadas.

Com o auxílio do software MATLAB, os cálculos foram realizados inicialmente para a viga sólida, e para os perfis alveolares, podendo realizar-se uma análise da resistência das vigas quando estas apresentam aberturas. E também comparando a influência do tamanho e distanciamento dessas aberturas. Os Scripts MATLAB podem ser encontrados

no Apêndice A.

Como já descrito, tanto para determinação da resistência a flexão como a resistência ao corte, fez-se uso do método apresentado por Pattamad. Para determinação da resistência em flexão de Vierendeel utilizou-se o método alternativo apresentado.

O método alternativo primeiramente exige a determinação de uma secção crítica para as tensões em mecanismo de Vierendeel. Para cálculos destes métodos usou-se um script a parte. Para determinar o plano crítico utilizou-se incrementos de 5° na inclinação dos novos planos, conforme recomendado.

A Tabela 3.10 apresenta os dados de resistência em temperatura ambiente para as diferentes secções analisadas, e a Tabela 3.11 para o caso do aço à temperatura de 600 °C. A secção crítica é a secção que apresenta a menor resistência. Para as vigas analisadas, o ângulo crítico é de 0°, situação de flexão pura segundo Pattamad, [19]. O plano crítico pode ser confirmado por meio das simulações numéricas posteriormente.

**Tabela 3.10: Valores da resistência a flexão de Vierendeel para diferentes secções da primeira abertura, [kN].**

Viga	0°	5°	10°	15°	20 °	25°	30°	35°	40 °	45°
B2	69,00	70,34	73,00	77,16	83,16	91,48	102,89	118,59	140,50	171,84
B3	68,91	70,25	72,90	77,07	83,06	91,38	102,79	118,48	140,39	171,72
B4	70,94	72,34	75,14	79,52	85,84	94,62	106,68	123,30	146,55	179,90
B5	68,61	69,96	72,64	76,84	82,88	91,26	102,76	118,60	140,72	172,42
B6	66,36	67,67	70,29	74,40	80,34	88,60	99,95	115,60	137,50	168,94
B7	68,02	69,37	72,05	76,26	82,32	90,75	102,32	118,26	140,57	172,58
B8	67,80	69,14	71,82	76,01	82,05	90,45	101,97	117,87	140,10	172,00
B9	66,73	68,06	70,72	74,92	80,96	89,38	100,96	116,94	139,33	171,51

A Tabela 3.12 trás os valores de resistência obtidos a partir dos cálculos realizados, apresentando resultados para temperatura ambiente e para a situação da viga a uma temperatura de 600 °C. Na Tabela 4.3 pode-se verificar os principais fatores geométricos alterados para cada viga.

Pode ainda, com base nos valores das resistências, determinar qual a carga máxima suportada pela viga para cada modo de falha, sendo que para esforços cortantes, o valor se iguala à resistência, e no caso no momento fletor, a distância da aplicação da carga deve ser levada em consideração. A Tabela 3.13 apresenta os valores das cargas limites.

**Tabela 3.11: Valores da resistência a flexão de Vierendeel para diferentes secções da primeira abertura na temperatura de 600 °C, [kN].**

Viga	0°	5°	10°	15°	20 °	25°	30°	35°	40 °	45°
B2	32,43	33,06	34,31	36,26	39,08	43,00	48,36	55,74	66,04	80,76
B3	32,39	33,02	34,26	36,22	39,04	42,95	48,31	55,69	65,98	80,71
B4	33,34	34,00	35,31	37,38	40,35	44,47	50,14	57,95	68,88	84,55
B5	32,25	32,88	34,14	36,12	38,95	42,89	48,30	55,74	66,14	81,04
B6	31,18	31,80	33,03	34,97	37,76	41,64	46,98	54,33	64,63	79,40
B7	31,97	32,60	33,86	35,84	38,69	42,35	48,09	55,58	66,07	81,11
B8	31,86	32,50	33,75	35,731	38,57	42,51	47,93	55,40	65,84	80,84
B9	31,37	31,99	33,24	35,21	38,05	42,01	47,45	54,96	65,49	80,61

**Tabela 3.12: Valores de resistências da vigas, obtidos analiticamente.**

Viga	$M_{o,Rd}$ (kNm)	$M_{fi,o,Rd}$ (kNm)	$V_{o,Rd}$ (kN)	$V_{fi,o,Rd}$ (kN)	$V_{Vier,Rd}$ (kN)	$V_{fi,Vier,Rd}$ (kN)	$N_{w,Rd}$ (kN)	$N_{fi,w,Rd}$ (kN)
B1	91,21	42,87	292,14	137,31	-	-	-	-
B2	84,75	39,83	183,40	86,25	69,00	32,43	231,15	106,64
B3	84,36	39,65	183,67	86,38	68,91	32,39	277,50	130,42
B4	87,29	41,03	161,75	76,07	70,94	33,34	138,28	64,99
B5	84,18	39,56	148,96	70,05	68,61	32,25	162,39	76,32
B6	81,83	38,46	157,79	74,21	66,36	31,18	230,98	108,56
B7	83,71	39,34	142,49	67,01	68,02	31,97	108,87	51,17
B8	83,25	39,13	141,63	66,61	67,80	31,86	149,55	70,29
B9	82,13	38,60	150,23	70,65	66,73	31,37	216,15	101,59

Ainda na Tabela 3.13, percebe-se que todas as vigas, segundo os cálculos analíticos, falham devido ao momento fletor aplicado, ou seja, com uma carga aplicada na extremidade de 65,46 kN, a viga B1 começa a deformar-se plasticamente, pois o momento fletor atuante supera o valor do momento fletor resistente desta viga.

Como segundo modo de falha, encontra-se o mecanismo de Vierendeel, que está diretamente relacionado com o momento fletor atuante e resistente da viga, isso pode ser visto no fato de que ambos os valores variam de forma similar nas diversas vigas.

Pode-se ver que a encurvadura lateral da alma apresenta valores elevados de resistência, isso devido ao pequeno comprimento sujeito a encurvadura lateral. E a torção da viga não foi analisada pois não é um dos focos de análise, experimentalmente e numericamente foram adicionadas contenções que impediram esse tipo de falha, e garantindo que a falha ocorra no entorno das aberturas.

**Tabela 3.13: Valores de cargas limites para cada modo de falha analisados na secção transversal do centro da primeira abertura, em kN.**

Viga	Momento fletor		Esforço cortante		Mecanismo de Vierendeel		Encurvadura lateral do montante	
	20 °C	600 °C	20 °C	600 °C	20 °C	600 °C	20 °C	600 °C
B1	70,16	42,87	292,14	137,31	-	-	-	-
B2	65,46	31,30	183,51	86,25	69,00	32,43	231,15	108,64
B3	65,36	31,25	183,78	86,38	68,91	32,39	277,50	130,42
B4	67,97	32,73	161,84	76,07	70,94	33,34	138,28	64,99
B5	65,82	32,00	149,05	70,05	68,61	32,25	162,39	76,32
B6	63,60	30,76	157,89	74,21	66,36	31,19	230,98	108,56
B7	65,47	31,85	142,57	67,01	68,02	31,97	108,87	51,17
B8	65,27	31,78	141,71	66,61	67,80	31,86	149,55	70,29
B9	64,18	31,08	150,31	70,65	66,73	31,37	216,15	101,59

Analisando os valores de carga máxima suportada pelas vigas, nota-se que as variações geométricas realizadas entre as vigas não representam diferenças significativas na resistência final da viga.

**Tabela 3.14: Valores de resistências a flexão e ao corte para situação de viga alveolar e sólida.**

Viga	$M_{o,Rd}$ (kNm)	$M_{Rd}$ (kNm)	$V_{o,Rd}$ (kN)	$V_{Rd}$ (kN)
B1	-	91,21	-	292,14
B2	84,75	91,08	183,51	316,66
B3	84,36	90,66	183,78	316,66
B4	87,29	96,42	161,84	321,67
B5	84,18	92,21	149,05	289,65
B6	81,83	90,95	157,89	317,71
B7	83,71	93,17	142,57	297,73
B8	83,25	92,63	141,71	295,51
B9	82,13	92,65	150,31	323,30

Na Tabela 3.14 encontram-se os valores de resistências à flexão e ao corte para o caso real da viga, com as aberturas e, para situação hipotética de a viga não apresentar as aberturas.

Fica evidente que a inserção de aberturas na alma das vigas causa grande redução na resistência, principalmente na resistência ao corte. Nota-se também, mesmo não sendo o

objetivo deste estudo, a influência dos fatores geométricos como espessura do montante e alma da viga, onde pequenas variações das dimensões causam grandes diferenças nas resistências da viga.



# Capítulo 4

## Ensaio experimentais

A segunda, e principal parte deste estudo, consistiu no ensaio de nove vigas, sendo oito destas alveolares, com três tamanhos de aberturas e três distâncias entre aberturas diferentes, analisou-se a influência destes parâmetros geométricos no comportamento das vigas, comparando com os valores obtidos analiticamente.

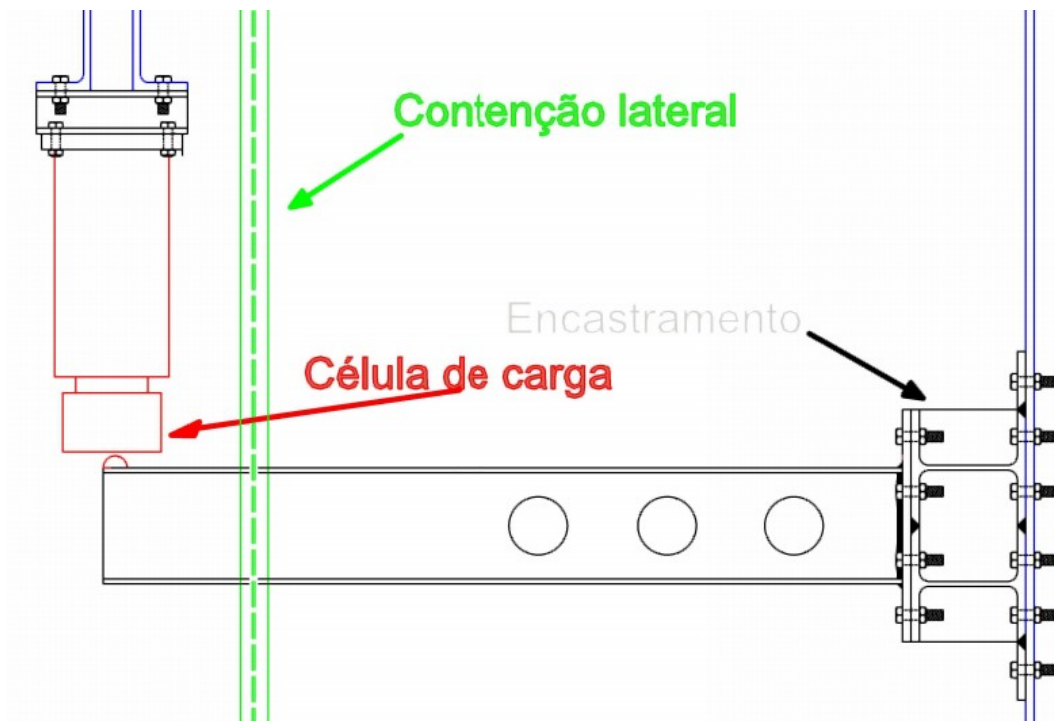


Figura 4.1: Setup dos ensaios experimentais.

Das nove vigas ensaiadas, cinco foram ensaiadas a uma temperatura de 600 °C. Para

análise da influência da temperatura na resistência dos corpos de prova.

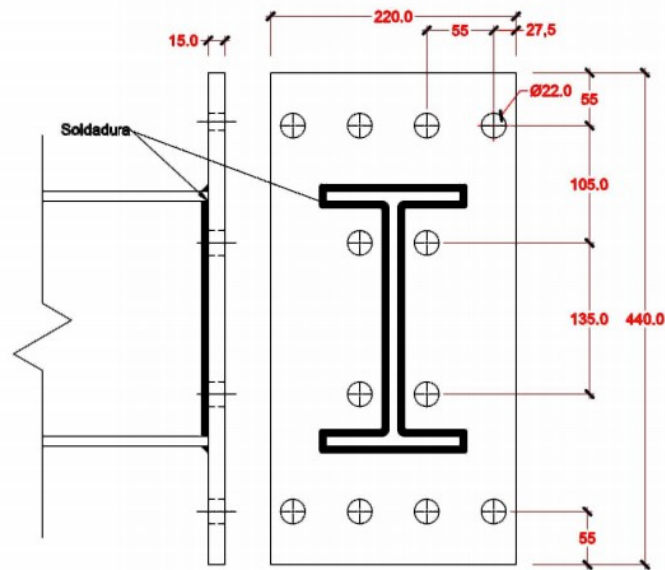


Figura 4.2: Desenho da placa de fixação soldada a extremidade da viga.

Os experimentos consistiram em ensaiar vigas em console, ou seja, encastradas em uma das extremidades, e com a carga aplicada na extremidade oposta a esta.

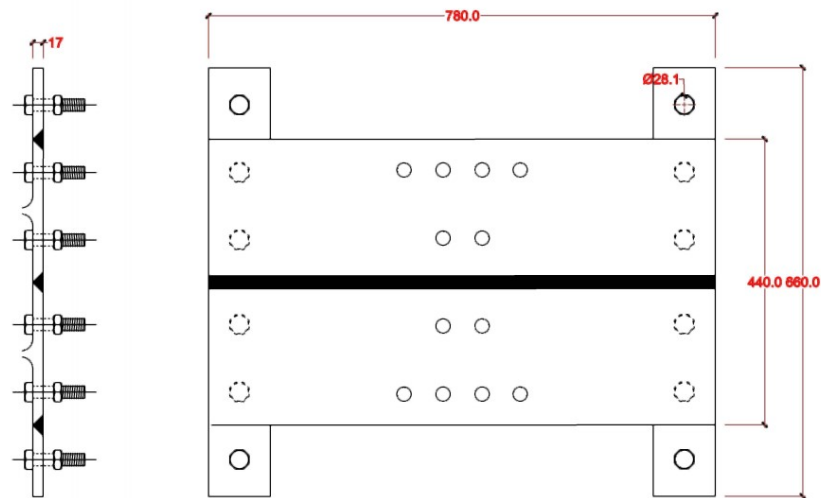


Figura 4.3: Desenho da placa de encastramento do setup.

E para que não ocorresse falha devido a encurvadura lateral torcional, adicionou-se contenções laterais que impediram os deslocamentos laterais da viga a uma distância de

300 mm da extremidade livre da viga, desta forma pode-se verificar os modos de falha em torno das aberturas.

As vigas celulares apresentam três aberturas, dispostas na extremidade do encastramento, local onde as tensões são maximizadas, devido o efeito do momento fletor na viga. As figuras 4.1 e 4.5 apresentam o setup utilizado nos ensaios dos corpos de prova.

Para realizar a fixação da viga ao pórtico de ensaios, primeiramente soldou-se uma placa, apresentada na Figura 4.2, parafusada a uma placa de encastramento, conforme figuras 4.3 e 4.4, fixada ao pórtico de ensaios.

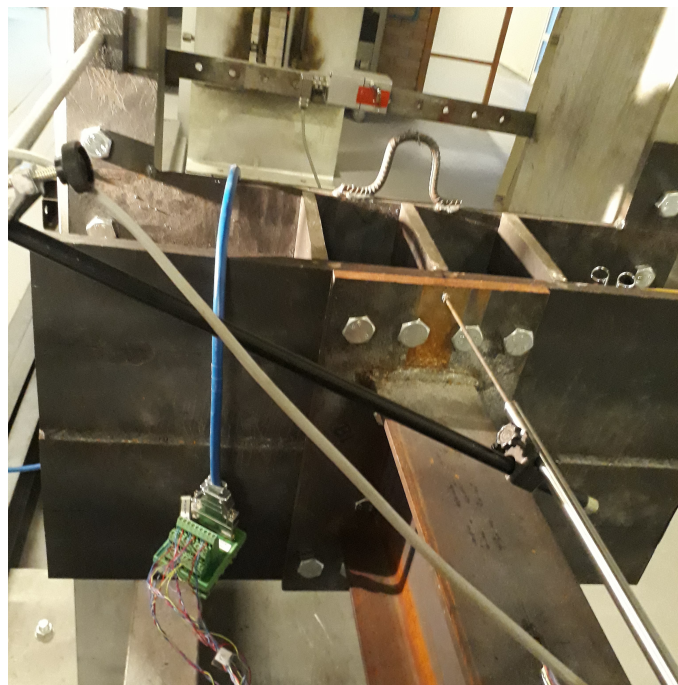


Figura 4.4: Placa de encastramento utilizada nos ensaios.

## 4.1 Instrumentação e medições experimentais

Para obtenção dos dados experimentais utilizaram-se duas formatações diferentes, a primeira para ensaios a temperatura ambiente, com a coleta de dados de deformações, deslocamentos e carga aplicada à viga.

Para as vigas a temperatura elevada todavia, foram registrados, além de dados de deslocamento e carga aplicada, valores das temperaturas ao longo da viga.

Como sistema de aquisição de dados, fez-se uso do sistema MGCPlus juntamente com o software CATMAN, esta configuração possibilita a obtenção e processamentos de inúmeros dados simultaneamente, sendo possível então, medir as deformações em para os ensaios a temperaturas ambiente e determinar as temperatura da viga nos ensaios a temperatura elevada. Esses dados foram armazenados externamente e analisados posteriormente.

#### 4.1.1 Setup experimental à temperatura ambiente

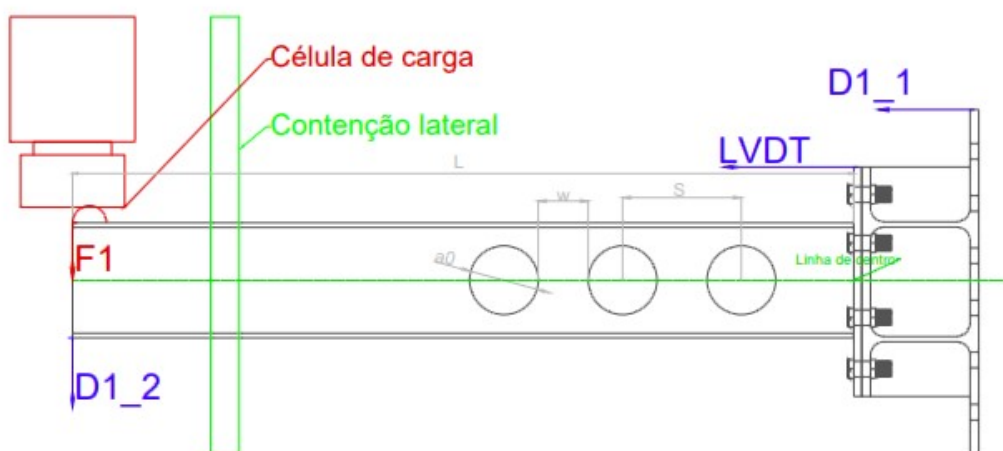


Figura 4.5: Ensaio experimental.

Além dos dados mencionados anteriormente, também se registrou o deslocamento da placa de encastramento e da base de encastramento da viga, para identificar possíveis deformações não previstas nesses pontos. As posições das medições realizadas podem ser vistas na Figura 4.5.

Para determinar o valor do deslocamento vertical da extremidade livre da viga, fez-se uso de um transdutor diferencial elétrico de fio, equipamento que realiza a medição de deslocamentos lineares de forma precisa por meio da conversão da retração ou extração de um cabo e um sinal elétrico, podendo então ser coletado valores precisos de deslocamento linear.

Para averiguar o deslocamento horizontal da placa de encastramento, também utilizou-se um transdutor diferencial elétrico de fio, enquanto que a medição do deslocamento

da placa de fixação da viga foi realizada por um LVDT - Linear Variation Differential Transformer.

A medição das deformação do montante da alma, assim como dos banzos, foi realizada com a instalação de extensômetros elétricos.

A Figura 4.6 apresenta a disposição dos extensômetros nas vigas alveolares. Para a viga sólida, os extensômetros foram posicionados na mesma posição da viga B2, primeira viga alveolar, utilizando-se apenas os extensômetros de 1 a 4.

A Tabela 4.1 apresenta os valores referentes a Figura 4.6 para as diferentes vigas ensaiadas.

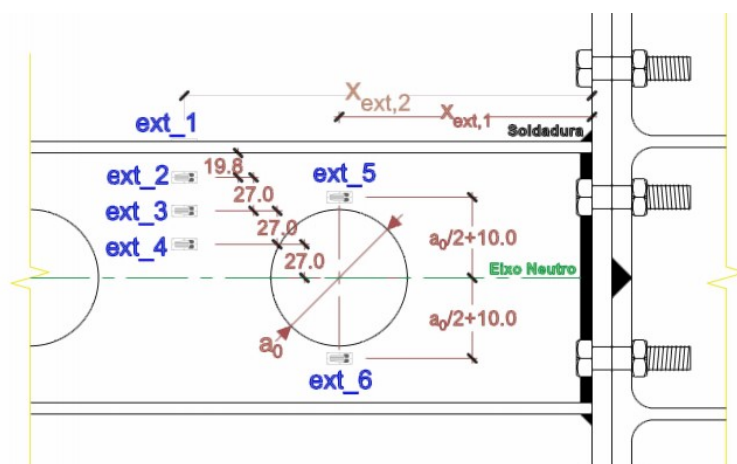


Figura 4.6: Disposição dos extensômetros nas vigas.

Tabela 4.1: Dimensões utilizadas no posicionamento dos extensômetros.

Viga	$x_{ext,1}$ (mm)	$x_{ext,2}$ (mm)
B1	205,0	-
B2	205,0	315,0
B3	205,0	326,0
B4	216,0	315,0
B5	216,0	326,0
B6	216,0	337,0
B7	220,4	319,4
B8	220,4	330,4
B9	220,4	341,2

A Figura 4.7 apresenta os extensômetros instalados no ensaio da Viga B2.

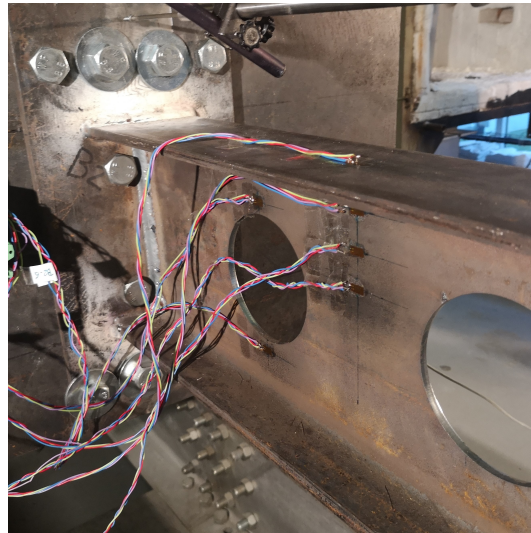


Figura 4.7: Extensômetros utilizados no ensaio da viga B2.

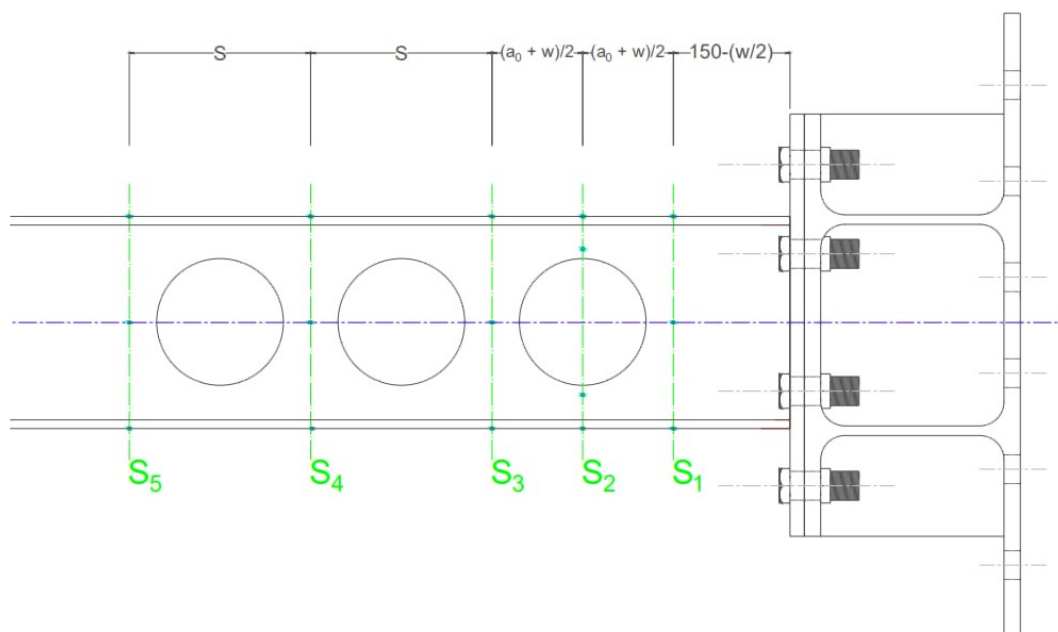
#### 4.1.2 Temperaturas elevadas

Nos ensaios a temperaturas elevadas, fez-se uso de dezesseis termopares dispostos ao longo de cinco secções transversais das vigas, desta forma, pode-se identificar a distribuição da temperatura ao longo da viga. As temperaturas foram importantes não só para controle durante o ensaio, como também para inserção deste parâmetro no modelo numérico realizado posteriormente.

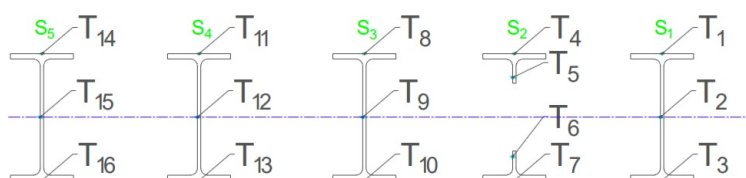
Termopares são responsáveis pela medição da temperatura pontual, o mecanismo consiste em dois cabos conectados a um ponto ou superfície que se deseja obter a temperatura. Baseado no conceito apresentado pelo efeito termoelétrico ou efeito Seebeck, onde a diferença de temperatura entre dois pontos em um condutor elétrico gera um diferencial de tensão no mesmo. Esse diferencial pode ser utilizado então para determinar a temperatura no ponto em que deseja-se analisar.

As figuras 4.8 e 4.9 apresentam a disposição dos termopares nas vigas alveolares ensaiadas em temperaturas elevadas.

As temperaturas foram registradas com uma frequência de 0,5Hz pelos equipamentos de aquisição de dados, portanto pode-se ter o conhecimento das temperaturas da viga ao longo de todo o ensaio, e intervir quando necessário.



**Figura 4.8: Disposição dos termopares ao longo da viga.**



**Figura 4.9: Vista das seções da disposição dos termopares.**

O início da aplicação da carga mecânica foi determinado pela distribuição de temperatura ao longo da viga, no momento em que as temperaturas se encontravam o mais uniformes e próximas aos 600 °C.

Para realizar o aumento da temperatura nas vigas, utilizaram-se resistências elétricas conectada ao sistema de aquecimento MANNINGS model 16300, configurado para uma taxa de aquecimento de 800 °C/h, atingindo a temperatura de 600 °C após 45 minutos, inicialmente foram usadas oito resistências dispostas conforme a Figura 4.10.

A Figura 4.11 apresenta a Viga B5 durante a preparação para o ensaio, pode-se ver a disposição dos termopares, assim como também as resistências utilizadas no ensaio.

Ao longo dos ensaios, constatou-se que a disposição inicial das resistências não era a mais adequada para nosso estudo, sendo necessário alterar a forma como foram aplicadas.

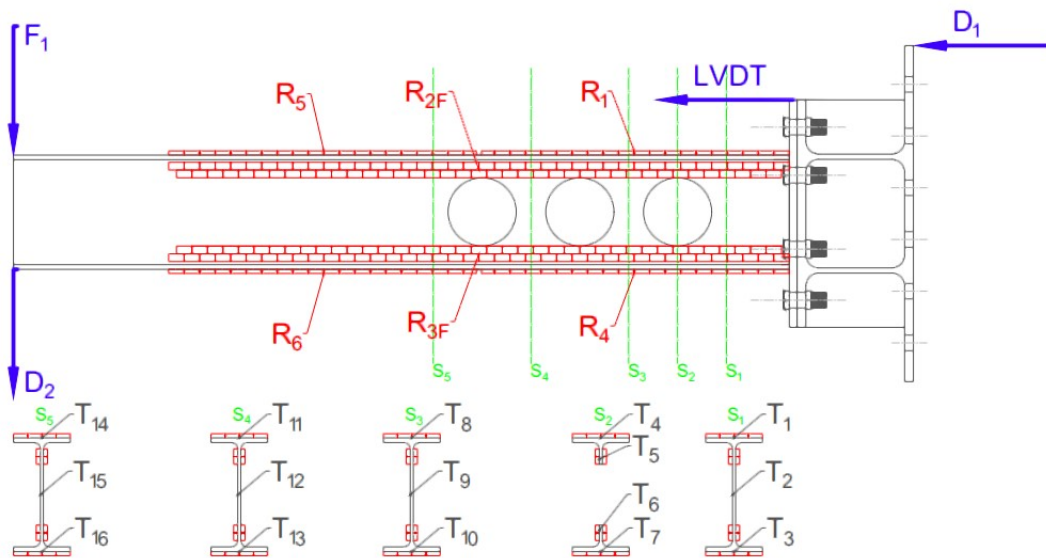


Figura 4.10: Disposição das resistências no início dos ensaios a temperaturas elevadas.

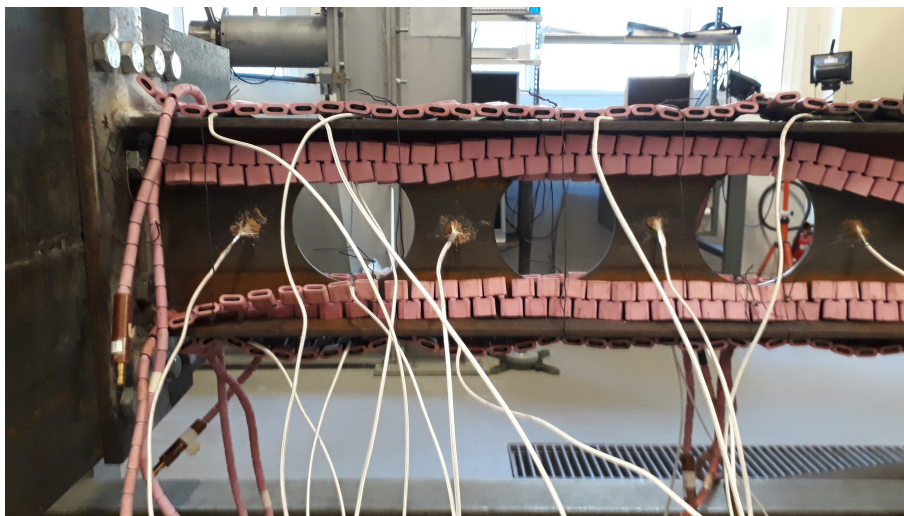


Figura 4.11: Termopares e resistências instalados na viga B5.

Garantindo uma maior uniformidade da temperatura ao longo da viga.

A Tabela 4.2 apresenta as temperaturas registradas no momento de início do ensaio mecânico de cada viga ensaiada. Tanto para a viga B6 como B8, o termopar T7 perdeu contato durante a fase de aquecimento da viga, portanto não há registro das temperaturas neste instante para esse termopar.

Posteriormente será apresentado mais informações sobre a distribuição de temperatura em cada viga, mas analisando a Tabela 4.2 já é possível identificar grandes divergências

**Tabela 4.2: Temperaturas registradas no momento de início da aplicação da carga mecânica pelo atuador.**

Termopar	B5	B6	B7	B8	B9
T1	437,41	395,53	700,13	650,56	640,12
T2	404,82	363,75	618,28	597,25	581,19
T3	397,50	337,11	497,30	506,16	513,35
T4	556,32	565,50	640,16	629,15	634,01
T5	554,99	561,04	636,91	617,63	631,45
T6	514,56	538,00	554,18	576,10	598,12
T7	528,03	—	580,75	—	603,74
T8	600,35	597,92	602,96	604,46	602,52
T9	572,11	585,31	584,35	577,28	591,50
T10	587,28	602,45	586,34	580,31	597,86
T11	630,96	627,66	598,19	605,27	599,32
T12	624,76	613,07	594,52	581,88	576,32
T13	635,96	645,84	608,66	589,53	572,31
T14	630,69	601,49	612,88	614,89	620,67
T15	645,05	583,66	609,43	590,72	598,92
T16	664,76	596,65	600,09	550,46	539,14

nas temperaturas das três primeiras vigas, e temperaturas mais homogêneas nas duas vigas finais, isso em decorrência da disposição das resistências elétricas em cada ensaio realizado.

Em todos os ensaios a temperatura elevada, utilizou-se malhas de lã de vidro de 50 mm de espessura para isolamento da viga. A extremidade onde a carga foi aplicada, assim como a placa de encastramento não foram isoladas, representando as regiões de maior perda de calor durante os ensaios.

A Figura 4.12 mostra a Viga B5 prestes a ser ensaiada, com o isolamento já preparado.

## 4.2 Resultados experimentais

Anteriormente aos ensaios experimentais, realizaram-se as medições das dimensões reais das vigas alveolares, estes valores foram utilizados tanto para o cálculo analítico como para o modelo numérico desenvolvido. A Tabela 4.3 apresenta os valores reais das principais dimensões analisadas no estudo.

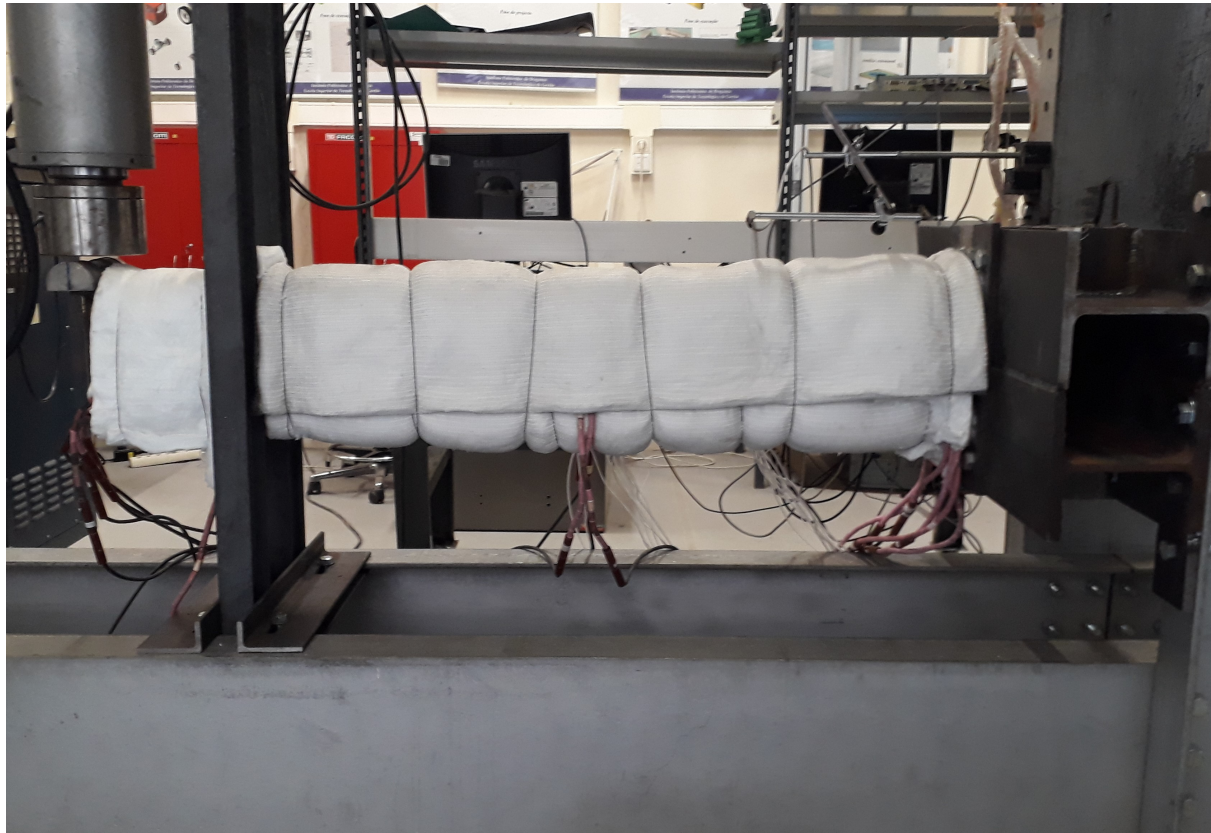
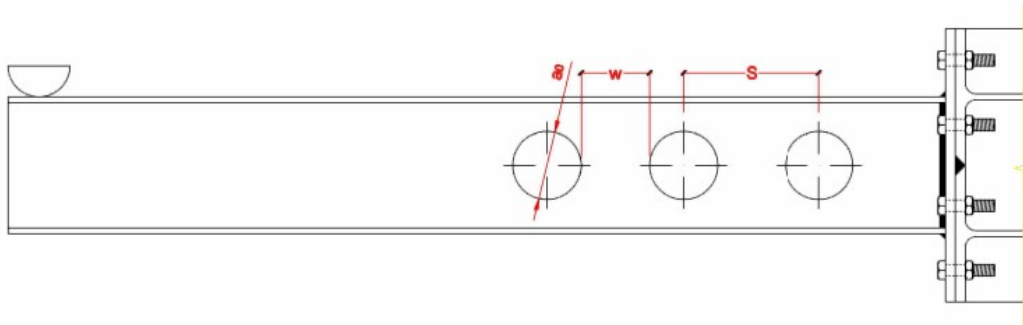


Figura 4.12: Isolamento utilizado nos ensaios a temperaturas elevadas.

Tabela 4.3: Principais dimensões das vigas alveolares.

Viga	$a_0$ (mm)	$w$ (mm)	$S$ (mm)
B1	-	-	-
B2	109,8	110,1	219,9
B3	109,6	132,1	241,7
B4	131,8	65,9	197,7
B5	131,9	88,0	219,9
B6	131,8	110,0	241,8
B7	140,8	57,0	197,8
B8	140,7	79,0	219,7
B9	140,5	101,4	241,9

Na interface entre atuador e a viga, foi utilizado um suporte conforme representado na Figura 4.13, para garantir a correta aplicação da carga mesmo após o início da deformação da viga. O suporte utilizado no ensaio da Viga B1 foi substituído por um novo suporte com altura mais elevada, com isso o deslocamento final da viga, que esteve restrito ao curso do atuador hidráulico, foi maior para as vigas alveolares.



**Figura 4.13: Representação de uma viga alveolar.**

Por meio da Tabela 4.4, que apresenta os principais resultados medidos nos ensaios, é possível identificar a diferença no deslocamento máximo da extremidade da viga entre a Viga B1 e as demais vigas ensaiadas.

**Tabela 4.4: Principais resultados obtidos nos ensaios das vigas.**

Viga	Carga máxima (kN)	Deslocamento máximo da extremidade (mm)	Deslocamento da placa de encastramento (mm)	Deslocamento da placa de fixação (mm)
B1	79,35	161,20	<b>7,90</b>	<b>12,65</b>
B2	<b>82,67</b>	188,30	6,70	9,63
B3	78,06	180,60	6,10	8,86
B4	76,59	187,20	5,50	8,18
B5	47,72	<b>192,00</b>	3,20	4,20
B6	39,14	185,30	3,20	4,59
B7	25,75	186,00	2,00	3,39
B8	38,61	186,10	3,00	3,81
B9	27,45	175,2	2,60	4,05

### 4.2.1 Ensaios a temperatura ambiente

A primeira viga ensaiada apresentada um perfil sólido, e foi utilizada para identificar a influência das aberturas nas demais vigas. Era esperado que esta viga sólida apresentasse a maior carga máxima entre as vigas ensaiadas, mas o maior valor foi obtido na Viga B2.

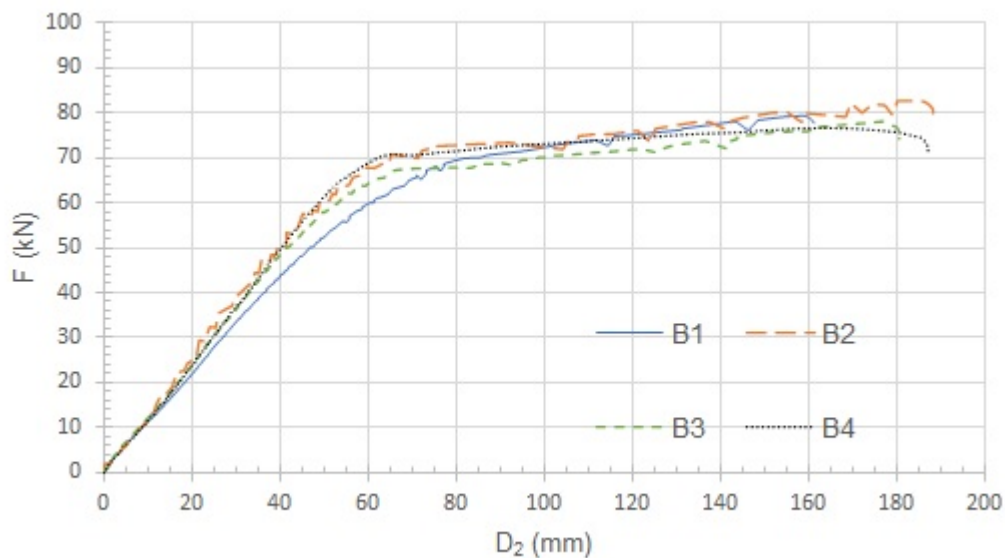
Essa divergência se deu devido o mal posicionamento das contenções laterais durante o ensaio da Viga B2, algo relatado ao final do ensaio, as contenções se encontravam muito

justas à viga, o que gerou resistência ao deslocamento vertical da extremidade livre.

Essa interferência da contenção pode ser identificada ainda por meio dos valores de deslocamento da placa de encastramento e da placa de fixação para as vigas B1 e B2. O fato da viga B2 apresentar menores deslocamentos comprova que o encastramento sofreu menos esforços que a viga anterior.

Essa redução dos esforços no encastramento pode ocorrer devido a menor capacidade resistente da viga, ou então para o caso da Viga B2 que apresentou maiores cargas máximas, pelo fato da contenção suportar parte da carga aplicada a viga, isto fez com que a carga máxima aplicada fosse mais elevada que a carga que a viga suportaria.

A Figura 4.14 apresenta as curvas de deslocamento da extremidade livre em função da carga aplicada para as vigas ensaiadas a temperatura ambiente.



**Figura 4.14: Curvas Carga-Deslocamento das vigas a temperatura ambiente.**

Analisando as curvas B1 e B2, nota-se que ambas apresentam comportamento muito semelhante no regime plástico, tanto a inclinação como os valores registrados. A Viga B1 atinge sua carga máxima com o final do curso, da mesma forma que a Viga B2, porém esta atinge o deslocamento máximo posteriormente, o que faz com que a carga máxima seja superior.

Ao final do ensaio da Viga B1, nota-se por meio da Figura 4.15, que houve deformações

plásticas na placa de fixação da viga, na região de contato com o banzo superior, região de máxima tensão de tração devido ao momento fletor.



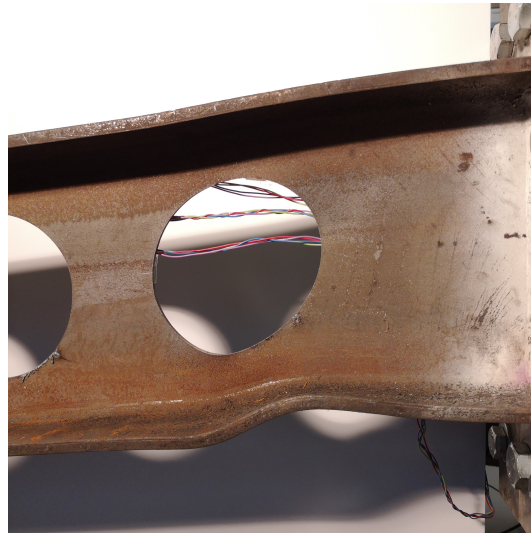
**Figura 4.15:** Deformação plástica na placa de fixação da viga B1.

Apesar da placa de fixação apresentar essa deformação ao final do ensaio, as medições da placa de encastramento, assim como a medição feita na extremidade superior da placa de fixação indicam que ambas se mantiveram no regime elástico. Portanto a região mais afetada pelos esforços no encastramento se encontra na altura do banzo superior da viga.

As curvas de deslocamento da placa de encastramento e de fixação em função da carga podem ser encontradas no Apêndice A.

No que se trata do modo de falha, todas as vigas ensaiadas à temperatura ambiente apresentaram falhas por mecanismo de Vierendeel, e a encurvadura do montante da alma não se mostrou uma falha crítica para as vigas em questão. A maior deformação identificada se deu na Viga B4, conforme apresentada na Figura 4.16.

Enquanto a abertura sofreu deformações consideráveis, assim como o banzo inferior na secção da primeira abertura, o montante de alma entre as duas aberturas não apresentou grandes instabilidades. Um dos motivos para a ocorrência desse comportamento é o setup utilizado para os ensaios, que favorece a falha por Vierendeel, uma vez que a encurvadura do montante da alma ocorre na maioria das vezes por esforços de compressão nesta secção. Os esforços de compressão no montante são inferiores quando comparados com os esforços



**Figura 4.16:** Deformação plástica na primeira abertura da Viga B4.

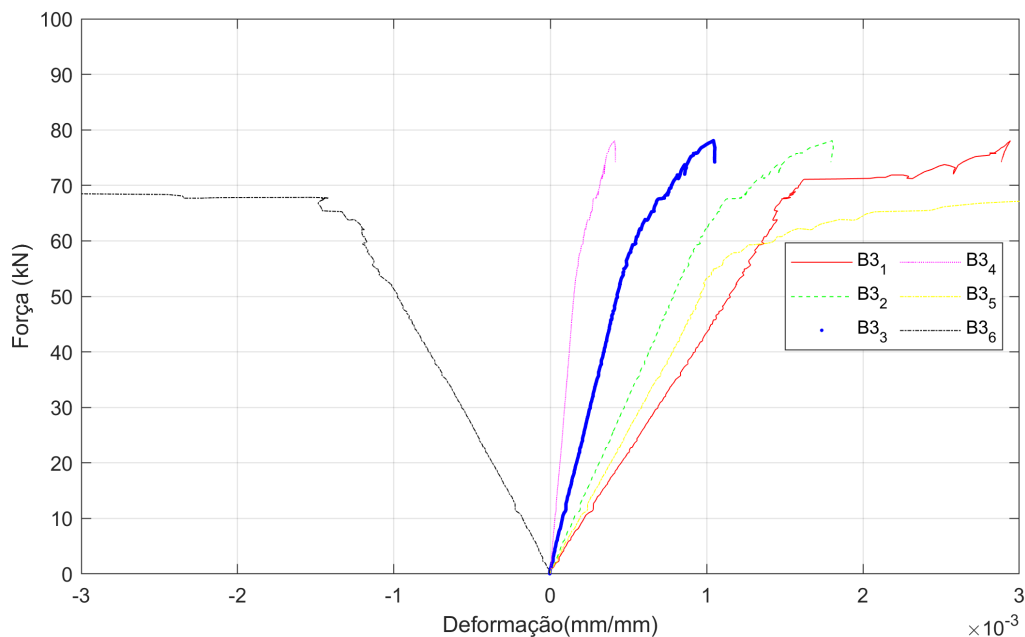
na abertura decorrentes do momento fletor gerado na viga.

Nota-se também, por meio das curvas Carga-Deslocamento, que as vigas B2 e B3 apresentaram comportamento muito semelhante, considerando que a Viga B2 apresentou divergência devido as contenções, para esse tipo de aplicação de carga nas vigas a largura do montante da alma não representa grandes diferenças no comportamento da viga.

Analisando a Viga B4, que apresenta abertura com diâmetro maior que as vigas B2 e B3, percebe-se uma deformação plástica mais acentuada que as anteriores, assim como a transição da deformação elástica para a plástica que se deu de forma mais repentina e significativa, apresentando ao final do ensaio, a menor carga máxima registrada nos ensaios a temperatura ambiente.

A Figura 4.17 apresenta as deformações registradas pelos extensômetros instalado na Viga B3, as demais vigas alveolares apresentaram curvas semelhantes. Por meio das curvas dispostas, pode-se notar que a deformação plástica no entorno da abertura inicia anteriormente as registradas no montante, e também apresenta deformações muito mais significativas.

Pode-se concluir também que as deformações do montante da alma se deram por influência do momento fletor atuante na viga, onde os extensômetros mais distantes do eixo neutro apresentaram valores mais elevados, mas todos tiveram um comportamento



**Figura 4.17: Gráfico da deformação registrada nos extensômetros em função da carga aplicada na Viga B3.**

semelhante.

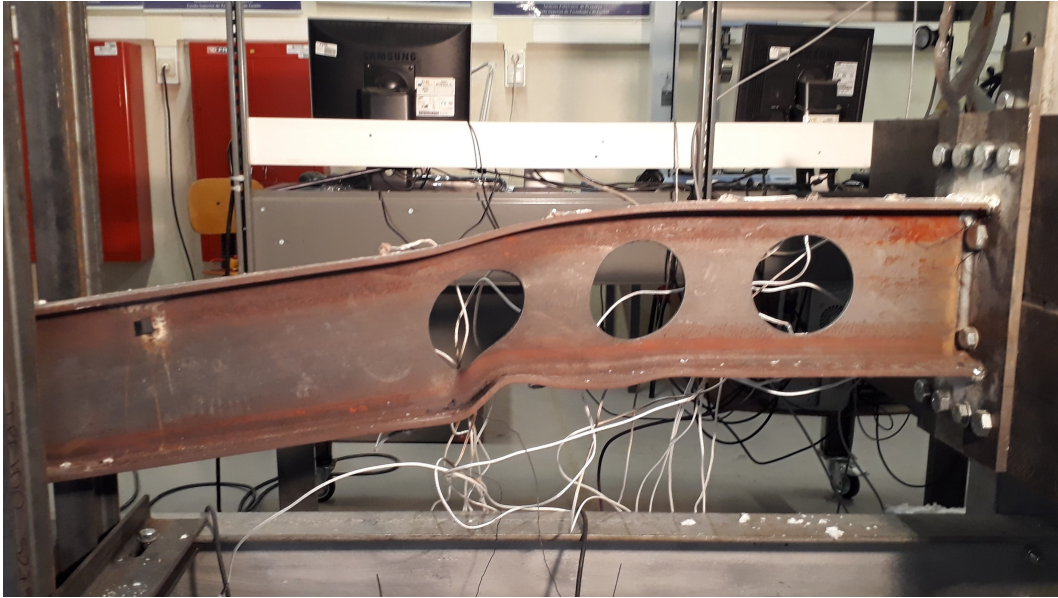
Portanto, o mecanismo de Vierendeel foi a falha predominante nos ensaios a temperatura ambiente.

## 4.2.2 Ensaios a temperatura elevada

A principal problemática identificada durante os ensaios das vigas em temperaturas elevadas foi a distribuição da temperatura ao longo da viga. Devido a grande perda de calor da viga para o encastramento, que apresenta uma grande massa e também se encontrava sem isolamento.

O grande fluxo de calor da viga para o encastramento fez com que as temperaturas mais elevadas se concentrassem na região central da viga, e não foi possível garantir a uniformidade das temperaturas.

Como consequência da má distribuição as duas primeiras vigas ensaiadas a temperatura elevada tiveram suas falhas na terceira e segunda abertura para as vigas B5 e B6



**Figura 4.18: Viga B5 após a realização do ensaio.**

respectivamente. A Figura 4.21 apresenta as curvas de aquecimento para as secções analisadas da Viga B5, nota-se a grande discrepância entre as temperaturas registradas na secção 5 e na secção 1. As temperaturas entre essas duas secções divergiram 200 graus no momento de início do ensaio mecânico.

Essa grande diferença nas temperaturas fez com que a resistência do aço na região central da viga fosse inferior à resistência na base, e mesmo esta secção central apresentando esforços inferiores, devido a baixa resistência a falha ocorreu nesta posição, conforme pode ser identificado nas figuras 4.18 e 4.19.

As deformações identificadas na Viga B5 foram muito mais significativas que as vigas à temperatura ambiente, devido ao fato de o local da falha se encontrar em temperaturas próximas aos 700 °C, mas também pelo motivo de a falha ser mais próxima da extremidade, local de maior deslocamento da viga.

Diferentemente das vigas a temperatura ambiente, a Viga B5 apresentou grande deformações no montante da alma além das deformações decorrentes do mecanismo de Vierendeel, a encurvadura do montante da alma pode ser vista na Figura 4.20.

Devido a presença do isolamento durante o ensaio, não se pode identificar qual modo de falha originou o colapso da viga, mas baseado nos comportamentos das vigas anteriores



**Figura 4.19: Deformação plástica na Viga B5.**

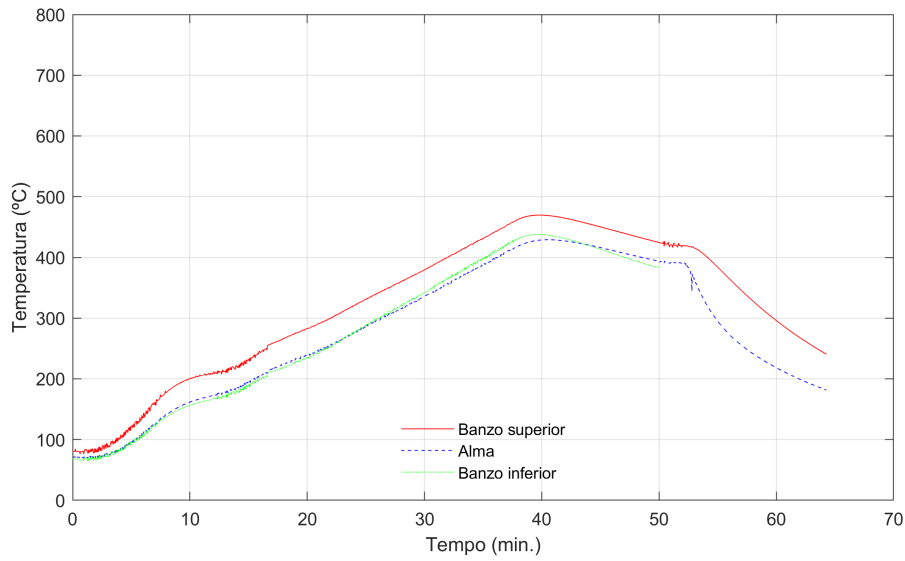


**Figura 4.20: Deformação plástica no montante da alma na Viga B5.**

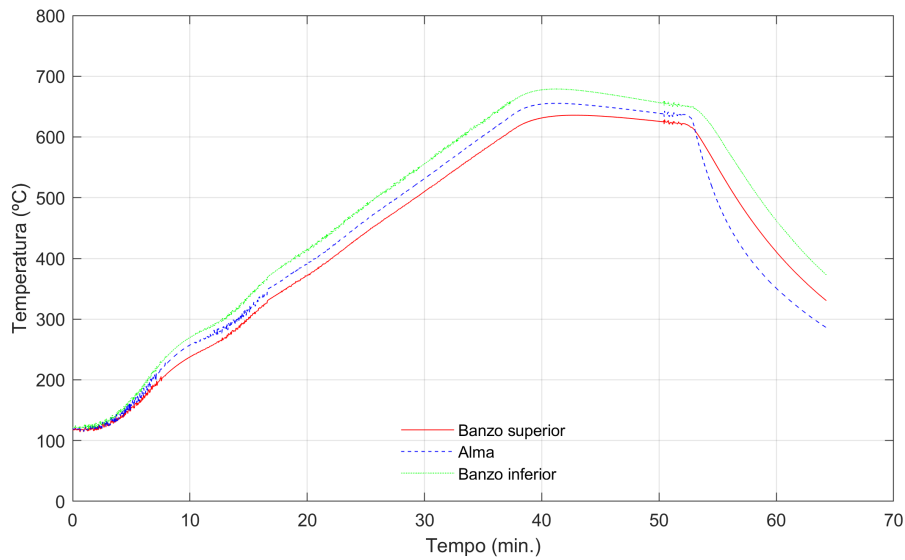
e na localização descentralizada da deformação do montante, acredita-se que o mecanismo de Vierendeel novamente tenha dado início a falha da viga.

A Viga B6 apresentou comportamento similar porém com a falha na abertura central da viga, resultado decorrente da tentativa de otimizar a distribuição de temperaturas em relação ao ensaio anterior, por meio da alteração da posição dos termopares de controle usados no acionamento das resistências, essa alteração fez com que as temperaturas mais elevadas se concentrassem na abertura central da viga.

Apesar destas divergências identificadas nos dois primeiros ensaios a temperatura elevada, conseguiu-se aprimorar a distribuição da temperatura nos últimos ensaios com a



(a) Temperatura da secção 1, Viga B5.

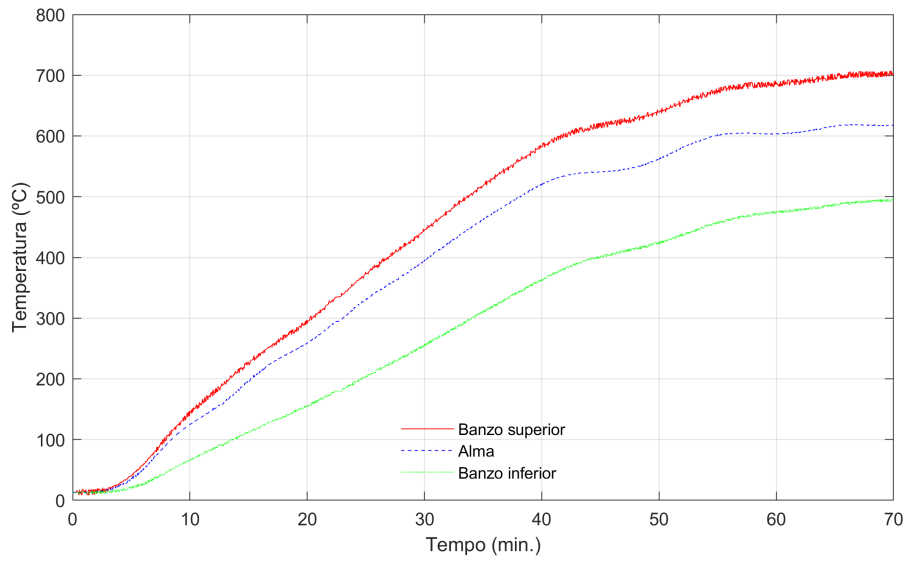


(b) Temperatura da secção 5, Viga B5.

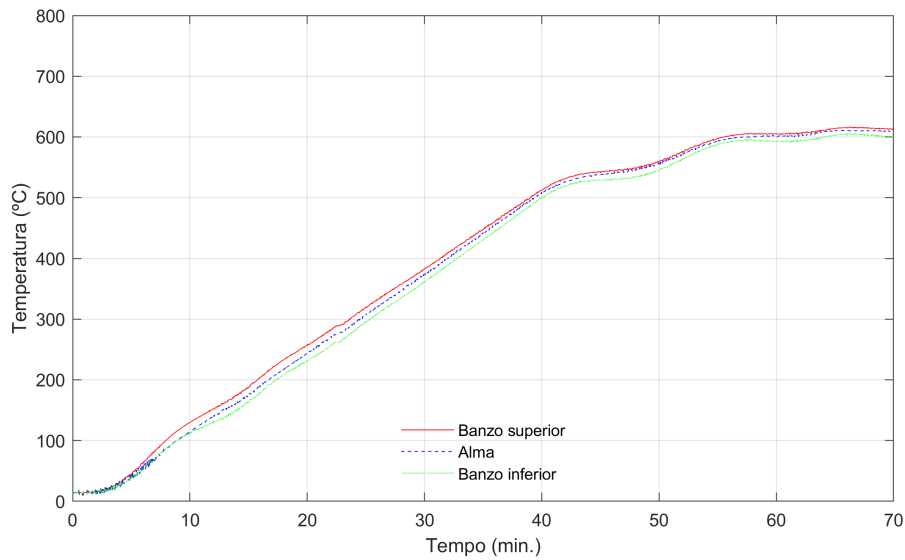
**Figura 4.21: Temperaturas das secções da viga B5 ao longo do ensaio.**

alteração da disposição das resistências. Somente no terceiro ensaio a temperatura elevada é que a falha ocorreu próximo à base da viga, porém a falha ainda não ocorreu em total conforme.

No ensaio da Viga B7, alterou-se a disposição das resistências, de forma similar a



(a) Temperatura da secção 1, Viga B7.



(b) Temperatura da secção 5, Viga B7.

**Figura 4.22: Temperaturas das secções da viga B7 ao longo do ensaio.**

representada na Figura 4.26, em busca da temperatura mais uniforme ao longo da viga, porém, a resistência transversal situada na base da viga foi alocada sobreposta a resistência longitudinal. Essa sobreposição fez com que a temperatura no banzo superior da secção 1 atingisse temperaturas muito elevadas, tanto em relação ao restante da secção 1 como

para o restante da viga, conforme ilustra a Figura 4.22.



**Figura 4.23: Deformação plástica no banzo superior da Viga B7, entre secção 1 e 2.**

Devido o fato desta região se encontrar em temperaturas mais elevadas que a região da abertura, a falha ocorreu devido a perda de resistência a tração do banzo superior, pode-se identificar essa falha por meio da Figura 4.23, onde ocorreu a estricção do banzo consequente do grande alongamento causado por esforços de tração na porção superior da secção transversal.

A deformação presente na primeira abertura teve maior influência devido ao alongamento do tê superior do que propriamente do mecanismo de Vierendeel na abertura, conforme pode ser identificado na comparação das figuras 4.24 e 4.25, que apresentam a falha para a viga B7 e B8 respectivamente.



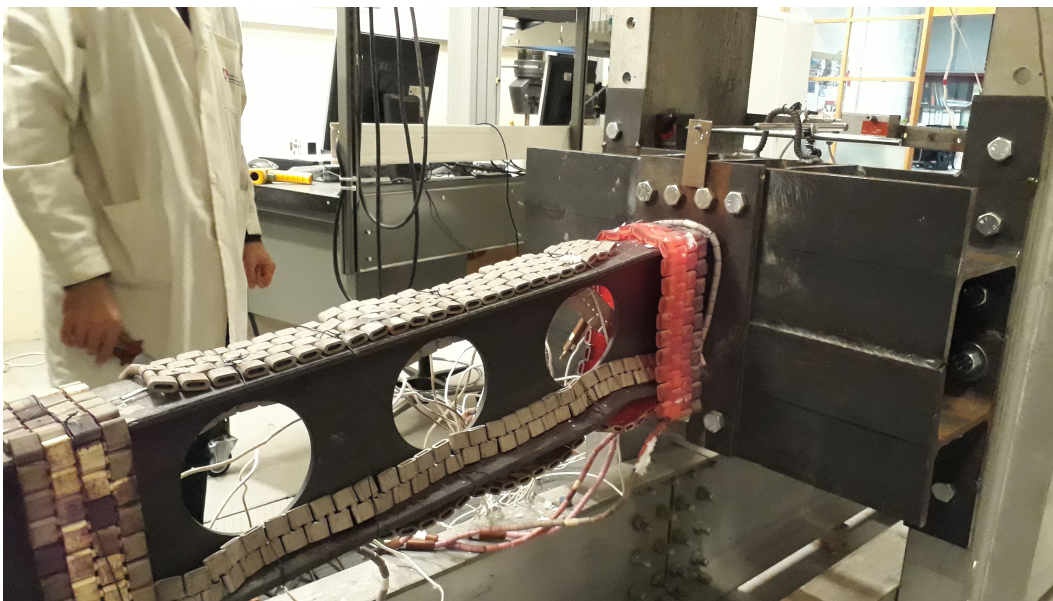
**Figura 4.24: Deformação plástica na Viga B7 após retirada da carga.**



**Figura 4.25: Deformação plástica na Viga B8 após retirada da carga.**

A deformação presente na Viga B7 se concentra na porção superior da abertura, enquanto a Viga B8 tem deformações tanto na porção superior da abertura como no tê inferior.

Para garantir uma melhor distribuição da temperatura ao longo da viga adicionou-se uma resistência transversal na base da viga e na região central da viga, para que a região das aberturas, local de interesse, atingisse a temperatura uniforme de 600°C.

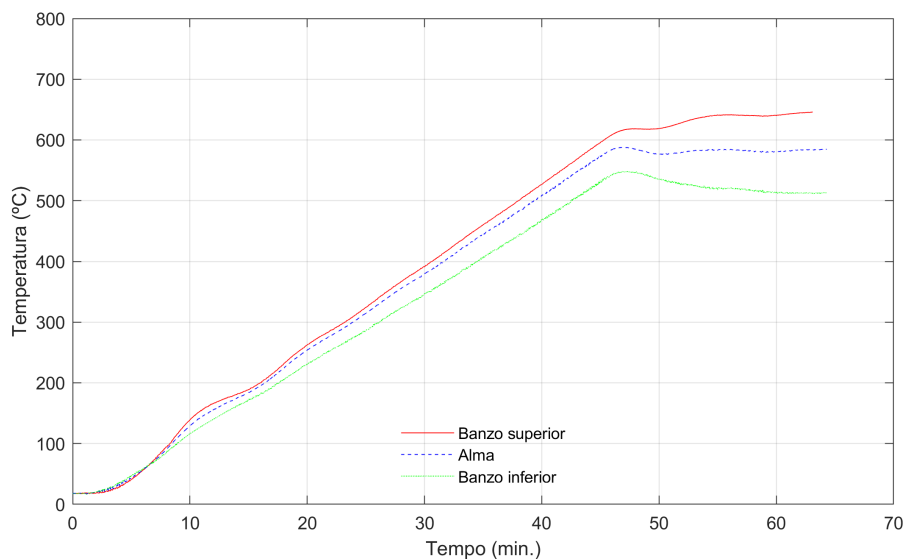


**Figura 4.26: Disposição das resistências utilizadas nas Vigas B8 e B9.**

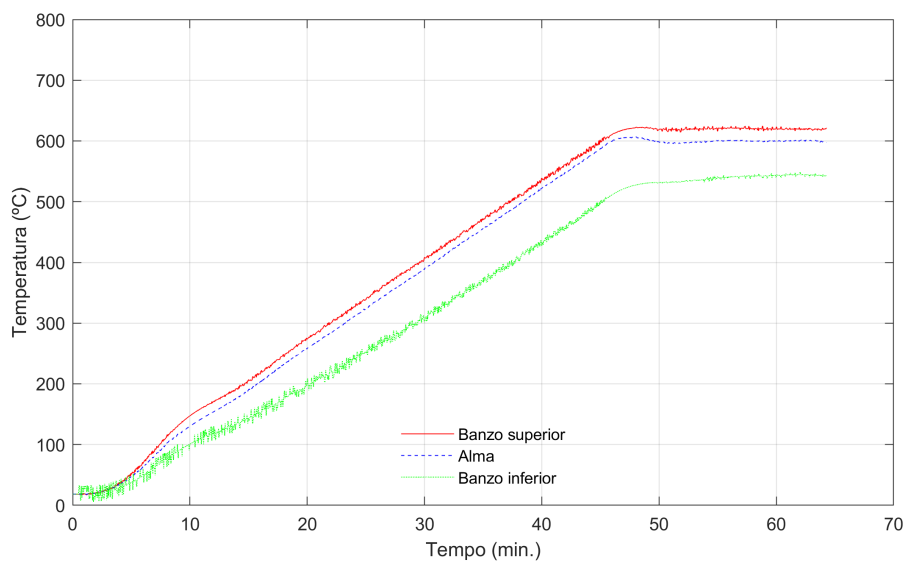
Após a alteração feita no setup para a nova disposição das resistências, a distribuição de temperaturas ao longo da viga apresentou resultados satisfatórios, como pode ser visto

na Figura 4.27.

As deformações registradas nas duas últimas vigas ensaiadas reforçam a melhora no setup experimental em relação as resistências utilizadas. Por meio da Figura 4.25 nota-se a deformação concentrada no entorno da primeira abertura da Viga B8.



(a) Temperatura da secção 1, Viga B9.

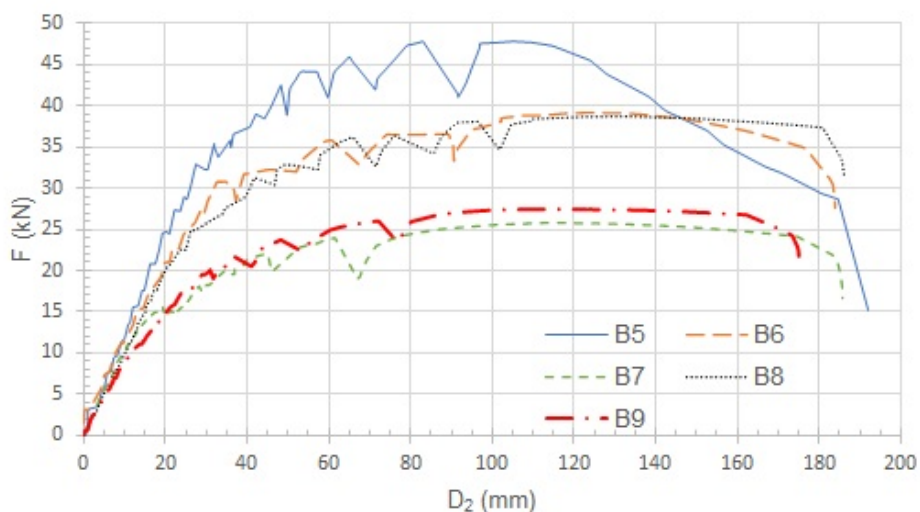


(b) Temperatura da secção 5, Viga B9.

**Figura 4.27:** Temperaturas das secções da viga B9 ao longo do ensaio.

O modo de falha registrado para as vigas B8 e B9, foi semelhante ao identificado para as vigas ensaiadas a temperatura ambiente, porém com valores de cargas inferiores em decorrência da influência da temperatura na resistência do aço.

Analisando as curvas de deslocamento em função da carga aplicada, para as vigas a temperatura elevada, Figura 4.28, notam-se grandes divergências nos resultados, devido as diferentes distribuições de temperatura entre os ensaios.



**Figura 4.28: Curvas de deslocamento em função da carga para as vigas ensaiadas a temperatura elevada.**

Em destaque a Viga B5, que apresentou a pior distribuição de temperatura entre as vigas ensaiadas a temperatura elevada, e apresentou a curva mais divergente entre todas, com os maiores valores de carga, ao mesmo tempo que apresentou a maior queda de resistência no regime plástico.

Outra curva a ser analisada é a curva referente a Viga B7, a qual apresentou um superaquecimento do banzo superior da seção 1, esse superaquecimento fez com que a viga não falhasse devido os modos que vigas alveolares usualmente apresentam, mas sim devido a perda de resistência a tração do banzo superior. Esta viga apresentou as menores cargas entre as vigas ensaiadas em decorrência desta diferença na distribuição de temperatura.

De forma inesperada, a Viga B9 mesmo tendo aberturas mais espaçadas o que deveria lhe garantir uma maior resistência, suportou cargas inferiores a Viga B8, viga que apresentou distribuição semelhante à Viga B9 e possuía o mesmo diâmetro, esse mesmo resultado foi obtido de forma menos significativa para as vigas em temperatura ambiente.

# Capítulo 5

## Simulações numéricas

Soluções analíticas nem sempre podem ser empregadas na solução de problemas de engenharia, surge então o emprego de análises numéricas capazes de solucionarem estas problemáticas. O uso de modelos numéricos é essencial quando problemas não lineares devem ser solucionado.

A não linearidade pode ser dividida em não linearidades físicas, que é o comportamento não linear do material no regime elástico ou plástico, podem ser causadas devido a respostas elasto-plásticas decorrentes de cargas anteriores, condições ambientais ou tempo de aplicação da carga.

A não linearidade pode também ser geométrica, caso onde estruturas apresentam grandes deformações e alterações geométricas, podendo gerar respostas não lineares, [31].

Para solução de problemas complexos, o método dos elementos finitos é o mais popular, devido a grande quantidade de estudos nos últimos anos sobre os modelos numéricos, o método de elementos finitos pode apresentar resultados muito próximos a realidade, [32].

Dentre os diversos softwares disponíveis no mercado para análises numéricas, o mais conhecido e reconhecido atualmente é o ANSYS, este faz uso de o método incremental e iterativo Newton-Raphson. Utilizado para resolução de problemas não lineares, por meio de um processo iterativo, tendo em vista que o comportamento da estrutura depende da condição deformada e esta é atualizada em cada iteração.

O objetivo do método de Newton-Raphson é minimizar a variável denominada Resíduo,

$\Delta f$  representado na Figura 5.1.

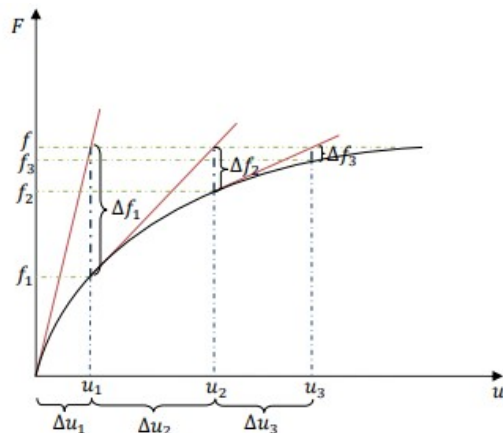


Figura 5.1: Representação do processo iterativo do método Newton-Raphson, [31].

O processo iterativo parte da inexistência de deformação, juntamente com a matriz rigidez  $[K]$  para essa situação, calcula-se o valor de incremento de deslocamento  $\Delta u_1$ . Esse valor é usado para determinar o novo valor de deslocamento  $u_1$ .

A partir do novo valor de deslocamento, determina-se a nova matriz rigidez e em seguida o conjunto de forças internas  $f_1$ . O resíduo é determinado como a diferença entre as forças atuantes na estrutura,  $f$ , e as forças internas que equilibram a estrutura,  $f_1$ , [31].

As vigas ensaiadas experimentalmente foram analisadas numericamente por meio do método de elementos finitos, utilizando o software ANSYS Workbench 2020 R2.

Foram realizados dois modelos numéricos, o primeiro para análise do comportamento das vigas em temperatura ambiente, aplicado as vigas B2 a B4, e o segundo modelo, para temperaturas elevadas, aplicado as vigas B5 a B9.

Criou-se os modelos com base nos dados coletados experimentalmente, para validação do modelo numérico e posterior aplicação de análise numéricas para outras formatações de vigas alveolares.

## 5.1 Modelo numérico

Nos modelos analisados, utilizou-se como elemento de malha, o SHELL 181, este é recomendado para análises de cascas finas ou pouco espessas, possui 6 graus de liberdade em cada um de seus nós, podendo desempenhar corretamente as necessidades deste estudo.

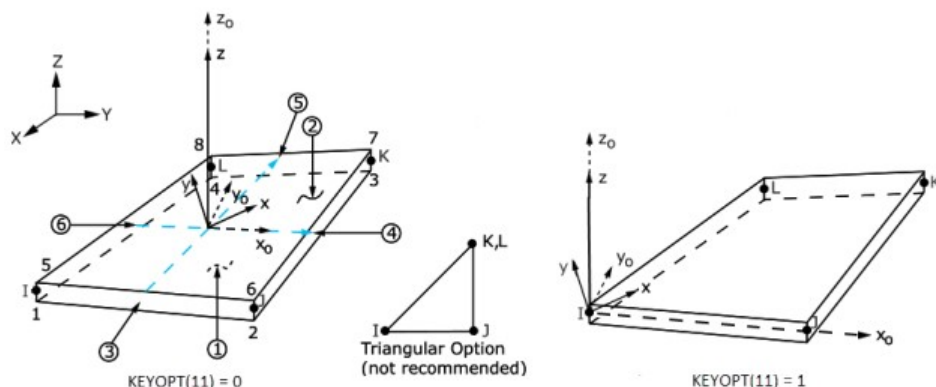


Figura 5.2: Elemento SHELL 181.

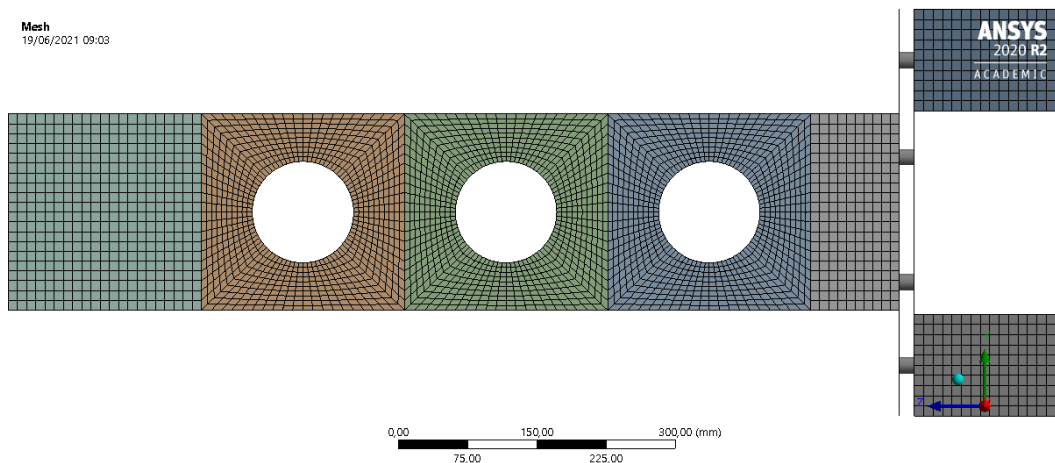
Outro motivo que justifica o uso deste elemento é a sua capacidade de gerar bons resultados para análises não lineares, ou seja, para além do regime elástico do material, situação que nos deparamos ao longo dos ensaios experimentais.

Para formatação da malha, utilizou-se elementos refinados com tamanho de 10 mm, evitando-se elementos com geometrias triangulares, conforme recomendação do software para o uso do elemento SHELL181. A malha utilizada no modelo numérico é apresentada na Figura 5.3.

As vigas foram modeladas conforme dimensões reais obtidas em medições anteriores aos ensaios, apresentando valores diferentes para cada viga analisada.

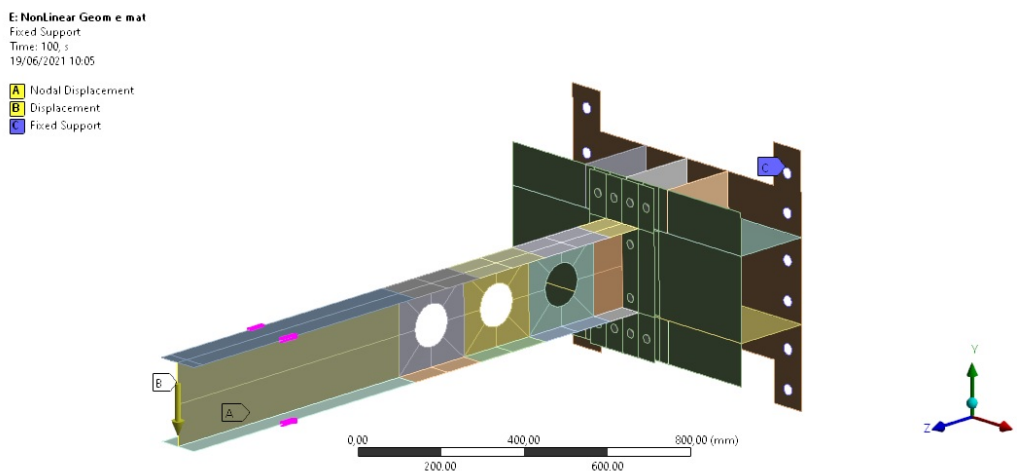
O modelo contou com um suporte fixo nas arestas referentes aos parafusos de fixação da placa de encastramento com o pórtico de ensaios, na aresta vertical da extremidade livre da viga foi inserido um deslocamento vertical incremental, evitando desta forma pontos de elevada concentração de tensões e deformações, conforme ilustrado na Figura 5.4.

Optou-se por utilizar incremento de deslocamento e não de força na extremidade da



**Figura 5.3: Malha utilizada nos modelos numéricos.**

viga para atingir os valores elevados de deslocamento igualmente aos ensaios experimentais. Nesta mesma aresta foi restringido o deslocamento no eixo x, impedindo falhas por encurvadura lateral torsional.



**Figura 5.4: Condições de contorno aplicadas aos modelos numéricos.**

Para representar melhor o comportamento da viga adicionaram-se as restrições de deslocamento no eixo X, comportamento causado pelas contenções laterais nos ensaios experimentais, essa restrição também impede que a viga falhe por encurvadura lateral torsional.

A relação entre a placa de fixação e placa de encastramento foi realizada por meio de conexões inseridas nas arestas dos furos para parafusos nas placas. Na Figura 5.5 pode-se

identificar a posição das conexões referentes aos parafusos de fixação.

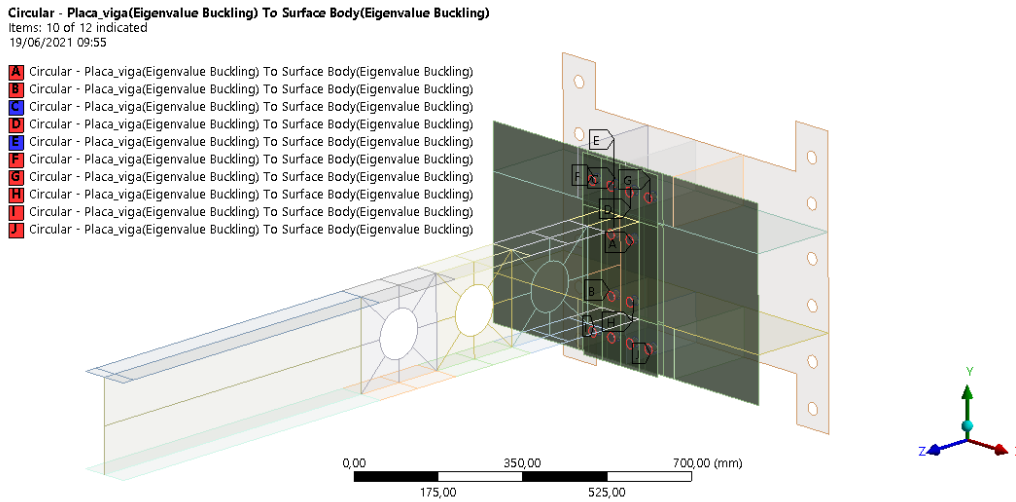


Figura 5.5: Conexões utilizadas para representar os parafusos no modelo numérico.

## 5.2 Propriedade dos materiais

Para realização dos modelos, utilizaram-se 3 materiais diferentes. O primeiro, aplicado na viga, é um material com comportamento não linear e valores de tensões obtidos por meio de ensaios de tração realizados em [16]. O uso do comportamento não linear possibilita deformações plásticas na viga, caso contrário o modelo iria deixar de convergir ao atingir o limite elástico.

Conforme o anexo C do Eurocódigo 1993-1-5 [30], para esse comportamento não linear, podem ser inseridas diferentes curvas tensão-deformação. Tanto para o modelo a temperatura ambiente como para temperaturas elevadas, utilizou-se a curva que apresenta endurecimento do material com a tensão, conforme apresentado na figura 5.6.

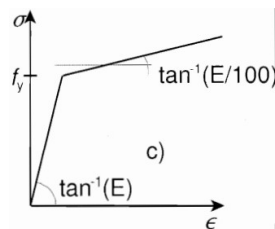


Figura 5.6: Curva tensão-deformação do material com endurecimento com a tensão, [30].

A influência da temperatura também foi considerada para inserção dos dados neste material, sendo traçada curvas tensão-deformação para diferentes valores de temperatura, conforme variações das propriedades apresentado anteriormente.

Para a placa de encastramento, por não ser o foco de análise nos modelos numéricos, utilizou-se um material com comportamento linear, tensão de cedência de 275 MPa. Não apresentando desta forma deformações plásticas no encastramento.

Para os parafusos inseriu-se um material com comportamento linear pelos menos motivos da placa de encastramento, porém com as tensões referentes a um parafuso de classe 8.8,  $f_y = 640MPa$  e  $f_u = 800MPa$ .

## 5.3 Descrição das simulações numéricas

### 5.3.1 Análise estática linear elástica

Nesse tipo de análise o material tem seu comportamento limitado ao regime elástico, ou seja, não apresenta deformações plásticas e segue a lei de Hooke que relaciona a deformação de forma linear com a carga aplicada, o comportamento linear é representado na Figura 5.7.

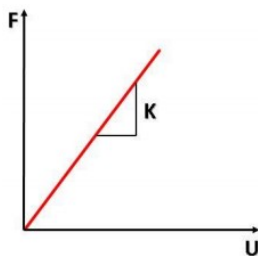


Figura 5.7: Curva linear para um material no regime elástico, [33].

A análise estrutural analisa os esforços internos da estrutura e seus deslocamentos com base no carregamento externo, propriedades dos material e geometria da estrutura. A análise linear é feita por meio da Equação 5.1.

$$\{F\} = [K]\{U\} \quad (5.1)$$

O vetor  $\{F\}$  representa as cargas nodais,  $[K]$  é a matriz rigidez da estrutura analisada e,  $\{U\}$  o vetor de deslocamentos nodais.

Esse tipo de análise é o modelo mais simples de estudos estruturais e não representa maior parte dos problemas encontrados na realidade, a grande maioria dos problemas encontrados na engenharia envolvem análises não lineares.

### 5.3.2 Análise térmica estacionária

A análise térmica estacionária apresenta a distribuição de temperaturas ao longo de uma estrutura em um determinado instante de tempo, leva em consideração fatores de transferência de calor como a condução, convecção e radiação.

O modelo numérico feito neste estudo contou com a inserção das temperaturas registradas durante os ensaios experimentais, nas posições referentes a instalação dos termopares, no momento de início da aplicação da carga mecânica.

A Figura 5.8 ilustra a inserção destes dados no modelo numérico, para os termopares instalados nos banzos, aplicou-se a temperatura na aresta transversal, e as referentes aos termopares da alma, em vértices no local real do termopar.

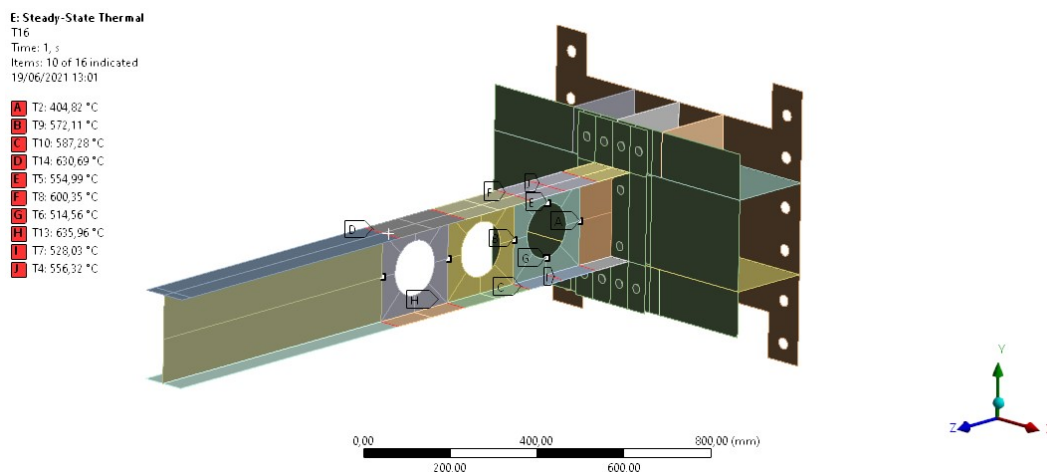
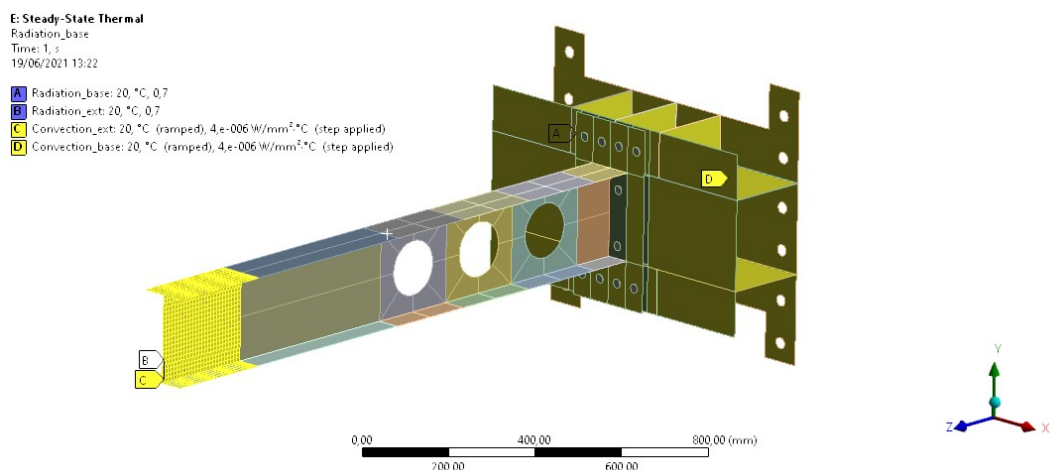


Figura 5.8: Inserção de temperaturas no modelo numérico.

As temperaturas inseridas no modelo analítico são as temperaturas apresentadas na Tabela 4.2, sendo que para as duas temperaturas não registradas nos termopares T7, foi utilizado o valor apresentado no termopar T6, devido a proximidade dos mesmos.

Nas regiões não isoladas, extremidade da viga e placa de encastramento, foram adicionados fatores de convecção e radiação. Para determinação da convecção, utilizou-se o valor de  $4W/m^2K$ , conforme recomendado no Eurocódigo 1991-1-2, [34], para convecção de uma superfície não exposta a situação de incêndio.

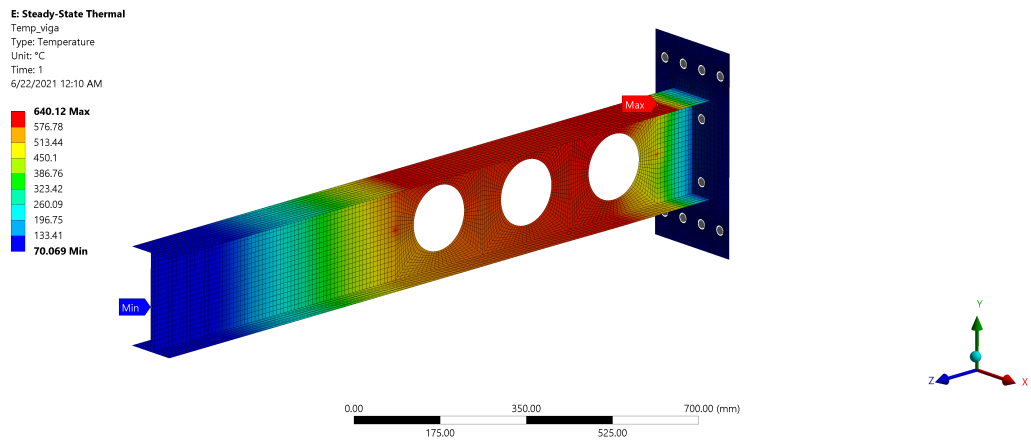
Quanto a radiação, o valor de emissividade proposto pelo Eurocódigo 1993-1-2, [6], para o aço carbono é de 0,7. Tanto a radiação como a convecção inseridas no modelo numérico são apresentadas na Figura 5.9.



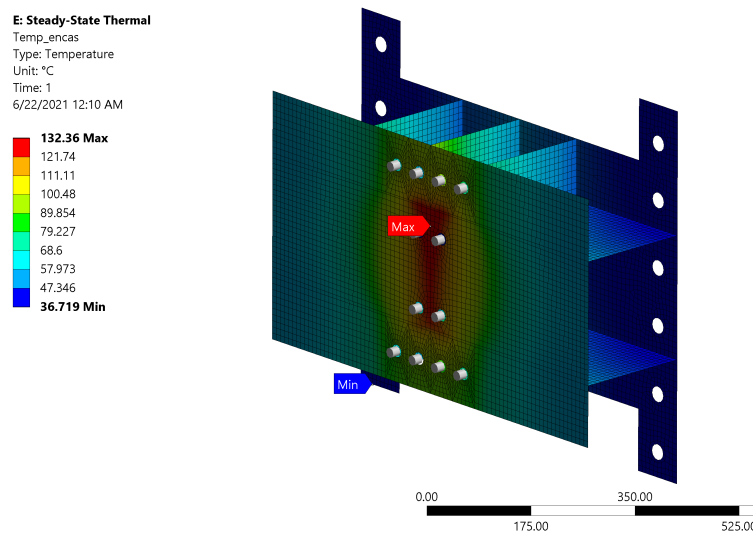
**Figura 5.9:** Superfícies nas quais foi adicionado efeitos de convecção e radiação.

Como resultado da análise térmica, pode-se analisar a distribuição de temperaturas, tanto para a viga, região de maior interesse, como também para a placa de encastramento, podendo identificar possíveis anomalias na distribuição de temperaturas, ou utilizando os dados para otimizar o setup de ensaios futuros. A Figura 5.10 apresenta as distribuições de temperatura para a Viga B9 e para sua placa de encastramento.

Na distribuição de temperaturas da placa de encastramento, é possível identificar a concentração de temperatura na região de contato da placa de encastramento com a placa de fixação da viga. Apesar da temperatura registrada não causar penalidades na resistência mecânica da placa de encastramento, indica o grande fluxo de calor entre a viga e a placa de fixação.



(a) Distribuição de temperatura na Viga B9.



(b) Distribuição de temperatura na placa de encastramento da Viga B9

**Figura 5.10: Distribuições de temperaturas na Viga B9.**

### 5.3.3 Análise linear de encurvadura

A análise linear de encurvadura prediz a resistência a encurvadura de uma estrutura, [35], mas além disso, apresenta os modos de falhas para a estrutura, este é o ponto de interesse dessa análise em nosso estudo.

Essa análise é aplicada anteriormente a análise estática não linear para determinação de pré-cargas ou então imperfeições geométricas no modelo a ser analisado na simulação estática não linear.

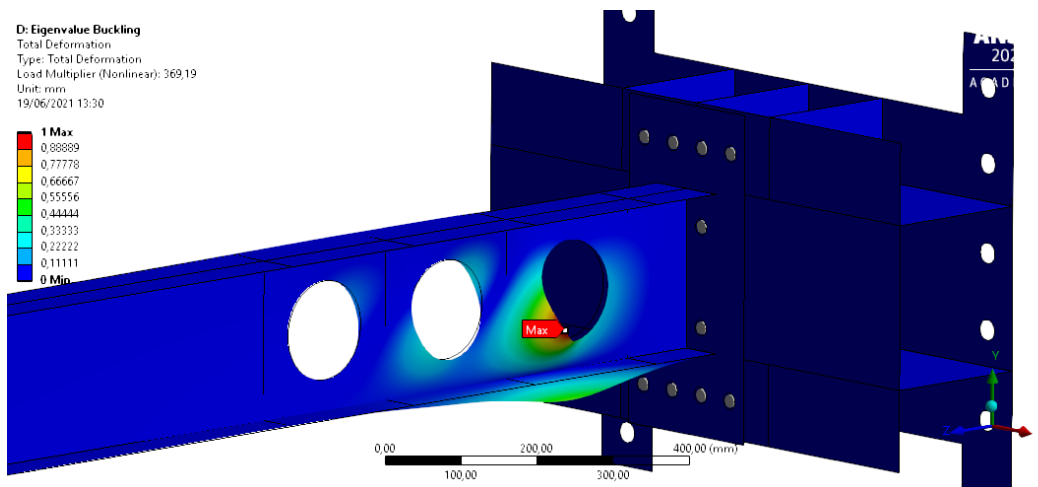


Figura 5.11: Primeiro modo de falha da Viga B2.

A Figura 5.11 apresenta o primeiro modo de falha para a Viga B2, obtido por meio da análise linear de encurvadura. E a Figura 5.12 apresenta os três primeiros modos de falha para uma viga sólida.

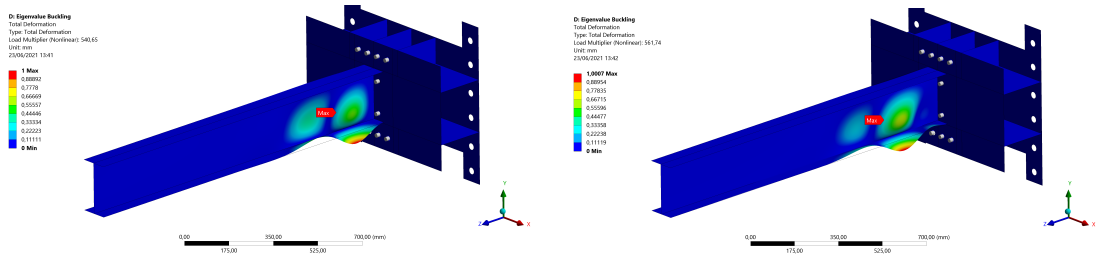
### 5.3.4 Análise estática não linear

Modelos que apresentam comportamento não linear englobam o regime de deformações plásticas do material, e não seguem a linearidade imposta pela lei de Hooke e apresentada na Equação 5.1.

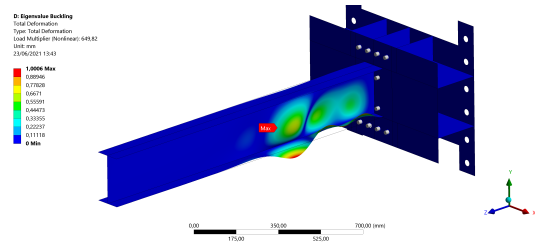
A análise não linear exige que cargas e deslocamentos sejam aplicados de forma gradual à estrutura, e a matriz rigidez  $[K]$  deve ser atualizada conforme a estrutura sofre deformações, cite [33]. Essa correção por sua vez deve ser feita de forma iterativa para cada nova deformação calculada.

De forma similar ao modelo linear, a análise não linear analisa os esforços e deslocamento internos do material baseados tanto nos carregamentos externos como nas propriedades do material, porém a análise não linear é realizada por meio da Equação 5.2, que leva em consideração a correção da matriz rigidez devido às deformações.

$$\{F\} = ([K] + [K_G])\{U\} \quad (5.2)$$



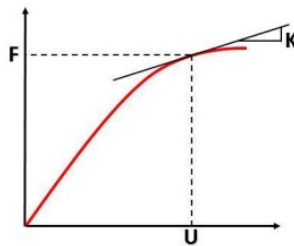
(a) Primeiro modo de falha de uma viga sólida (b) Segundo modo de falha de uma viga sólida



(c) Terceiro modo de falha de uma viga sólida

**Figura 5.12: Modos de falha para uma viga sólida.**

Onde a nova variável  $[k_G]$  representa uma matriz correção da rigidez original do material para o incremento utilizado, [33]. Na figura 5.13 pode-se ver o comportamento do material não linear.



**Figura 5.13: Curva não linear para um material no regime elástico, [33].**

O modo de falha obtido através da análise linear de encurvadura é utilizado no cálculo das imperfeições geométricas da viga,  $\delta$ , para sua determinação, o Eurocódigo 1993-1-5 [30] apresenta a relação mostrada na Equação 5.3. E para a inserção desse valor na análise numérica, faz-se uso de um fator de escala, calculado pela Equação 5.4.

$$\delta = h_w/200 \tag{5.3}$$

$$F_{esc} = \frac{\delta}{Desl_{max}} \quad (5.4)$$

Sendo que  $Desl_{max}$  representa o deslocamento máximo obtido no primeiro modo de encurvadura da viga, quando é aplicada uma carga unitária em uma análise linear que é realizada juntamente com a análise linear de encurvadura.

Por meio da Figura 5.11 pode-se analisar o modo de falha que a viga alveolar apresenta, nota-se a encurvadura do montante da alma por esforços de corte, perceptível pelas deformações orientadas diagonalmente no montante. A deformação na porção inferior do montante é acentuada devido o mecanismo de Vierendeel presente no entorno da abertura.

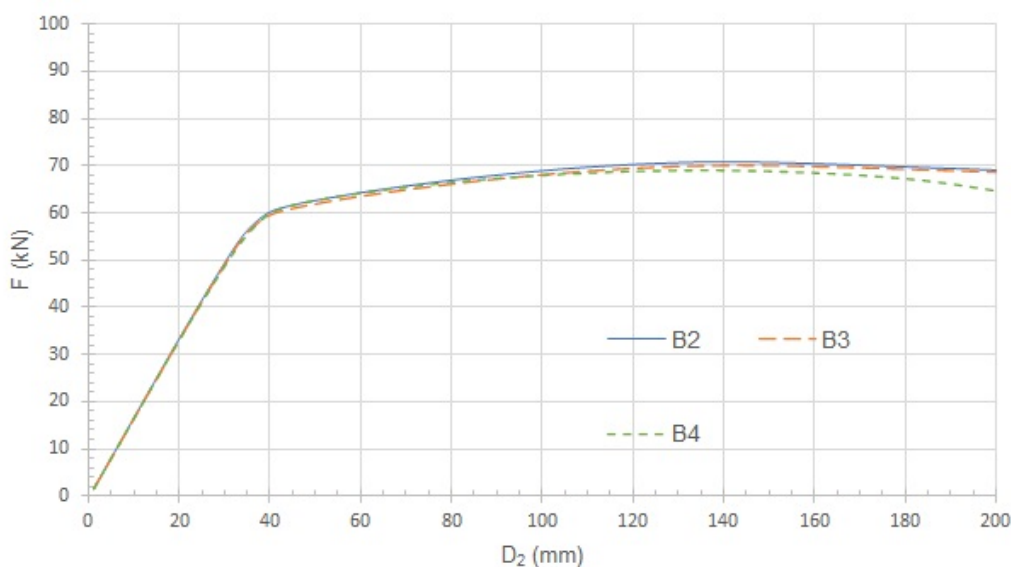
A análise não linear foi realizada por meio de incrementos de deslocamento, em um intervalo de 200 mm, e com um incrementos mínimo de 0.001 mm e máximo de 5 mm. Garantindo dessa forma uma maior deformação da viga do que com a aplicação da carga, e melhorando a comparação com os ensaios experimentais, que obtiveram deslocamentos máximos na casa dos 190 mm.

Para o modelo de vigas a temperaturas elevadas, adicionou-se ainda o fator temperatura na simulação não linear estática, por meio da importação das temperatura calculadas anteriormente na análise térmica estática. Ao inserir a distribuição real de temperaturas ao longo da viga e não um valor uniforme em toda sua extensão, garante-se um melhor resultado em comparação ao comportamento real da viga.

Como resultados analisou-se a força de reação no encastramento, assim como a distribuição de tensões ao longo da viga. As reações possibilitaram a criação de uma curva de Carga x Deslocamento para comparação com os valores obtidos experimentalmente. Já as tensões ajudam a analisar as regiões de concentração de tensões na viga e suas influências nas deformações.

Para o modelo a temperatura elevada também analisou-se a distribuição de temperatura tanto na viga como placa de encastramento.

A Figura 5.14 apresenta as curvas do deslocamento da extremidade livre em função da carga, para as simulações numéricas realizadas a temperatura ambiente.



**Figura 5.14: Curva carga - deslocamento obtidas a partir da análise numérica a temperatura ambiente.**

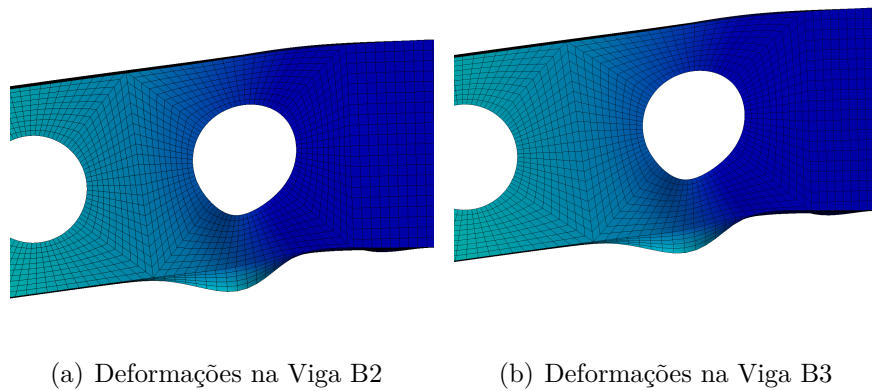
Ambas vigas apresentaram comportamento semelhante, assim como os valores obtidos. Nota-se que a curva B3 tem valores um pouco inferiores em relação a curva B2, mesmo comportamento identificado nos ensaios experimentais.

A Viga B4 inicialmente apresentou comportamento idêntico as demais vigas, porém no regime plástico teve cargas levemente inferiores após grandes deformações.

Quanto ao regime elástico e a carga de cedência, as três vigas apresentaram valores próximos, com transição do regime elástico para o plástico em cargas próximas aos 60 kN, valor inferior ao registrado nos ensaios experimentais.

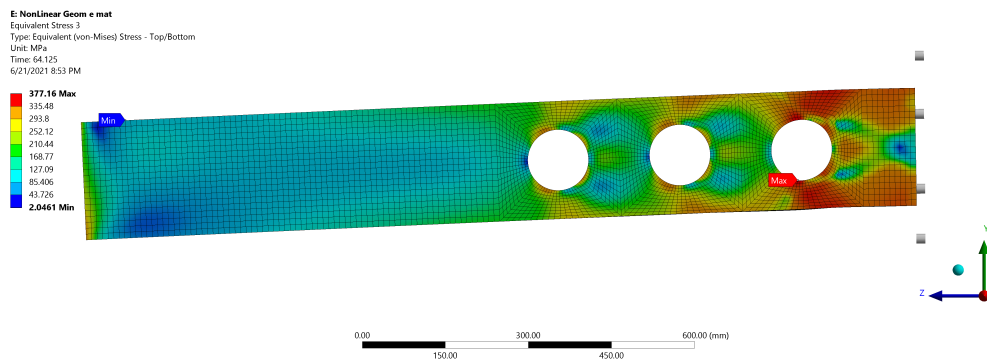
Analisando as deformações ao final da análise numérica, Figura 5.15, pode-se verificar a semelhança no modo de falha para as duas primeira vigas, esse mesmo modo de falha foi visto na Viga B4, ambas apresentaram falha por mecanismo de Vierendeel, conforme esperado, também nota-se a deformação do banzo inferior semelhante ao registrado nos ensaios experimentais, porém de forma mais acentuada devido ao maior deslocamento final.

A Figura 5.16 apresenta as tensões registradas na Viga B2 no momento de colapso da viga, nota-se a concentração de tensões no entorno das aberturas, principalmente na



**Figura 5.15:** Comparação das deformações experimentais e numéricas da Viga B3.

abertura próxima ao encastramento.



**Figura 5.16:** Distribuição de tensões na viga B2 no momento do colapso.

Pode-se verificar que os tês são as regiões que mais suportam as tensões das vigas justificando o fato da variação da largura do montante da alma não ser o principal fator influenciador no desempenho da viga para o setup utilizado no ensaio.

Analisando a distribuição de tensões na Viga B3, Figura 5.17, nota-se um comportamento semelhante ao apresentado para a Viga B2. Demonstrando novamente que o aumento do montante da alma da Viga B3 em relação a antecessora não causou diferenças significativas na distribuição de tensões na viga.

As maiores tensões, originadas na borda das aberturas, se estendem para os banzos, regiões onde também pode-se notar deformações consideráveis tanto nos ensaios experimentais como no modelo numérico. Essa distribuição de tensões foi identificada em todas

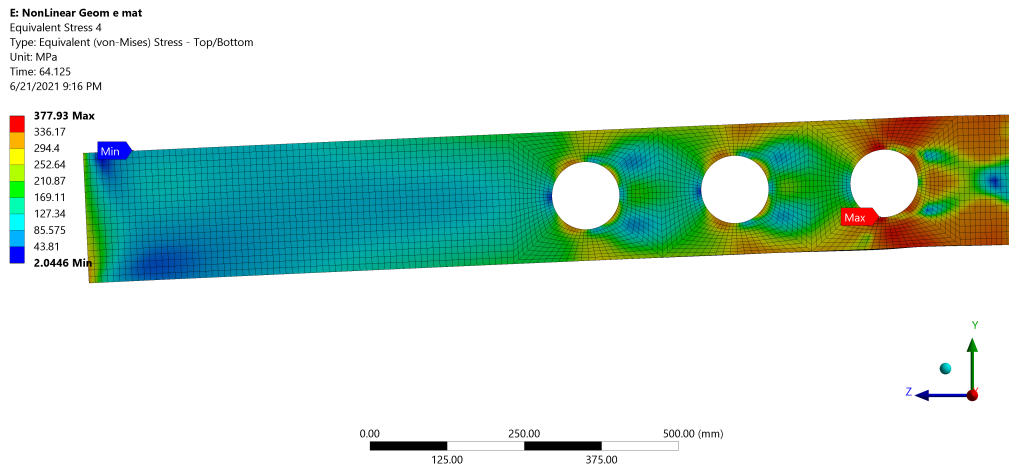


Figura 5.17: Distribuição de tensões na viga B3 no momento do colapso.

as vigas ensaiadas à temperatura ambiente.

Por meio da Figura 5.18 nota-se a secção crítica para mecanismo de Vierendeel calculada analiticamente, para o valor de uma inclinação de  $0^\circ$ , ou seja, a secção transversal vertical que passa pelo centro da abertura. Resultado também encontrado por Pattamad em seu estudo, [19].

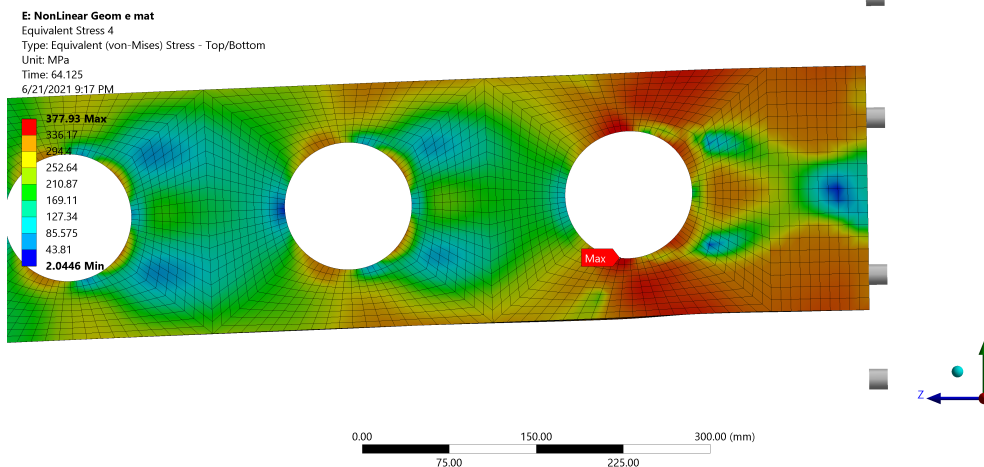


Figura 5.18: Distribuição de tensões na primeira abertura da viga B2 no momento do colapso.

Para o modelo numérico utilizado em temperaturas elevadas, as curvas de deslocamento em função da carga apresentaram grandes divergências nos primeiros ensaios em comparação os últimos, conforme consta a Figura 5.20. Isso devido a distribuição de temperatura das vigas.

Similarmente ao ensaio experimental, a curva B5 apresenta a maior tensão máxima, e também o maior decaimento no regime plástico, comportamento similar da curva B6, porém esta de forma mais sutil.

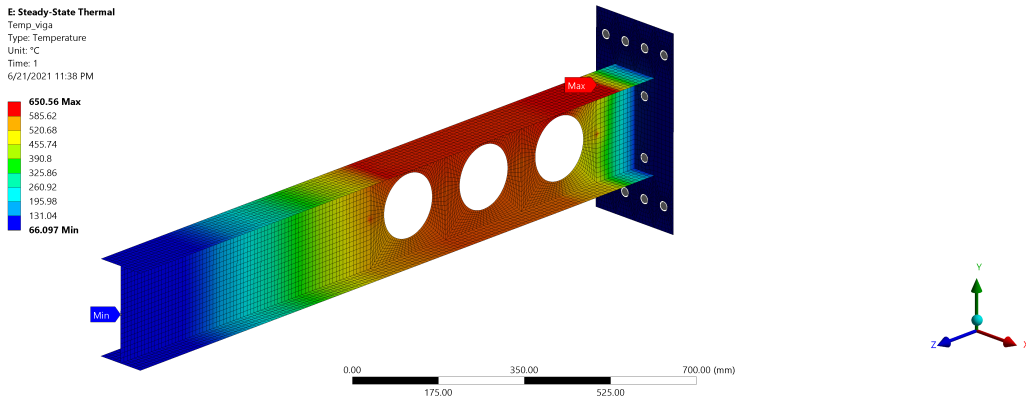


Figura 5.19: Distribuição de temperaturas na Viga B8.

Analisando as vigas B8 e B9, as vigas com melhores distribuições de temperatura, conforme apresentado na Figura 5.19 para a Viga B8 e Figura C.4(e) para a Viga B9. Nas curvas destas vigas, vê-se a proximidade dos valores obtidos numericamente, comportamento não visto nos experimentos, onde a Viga B9 teve uma resistência muito inferior a Viga B8.

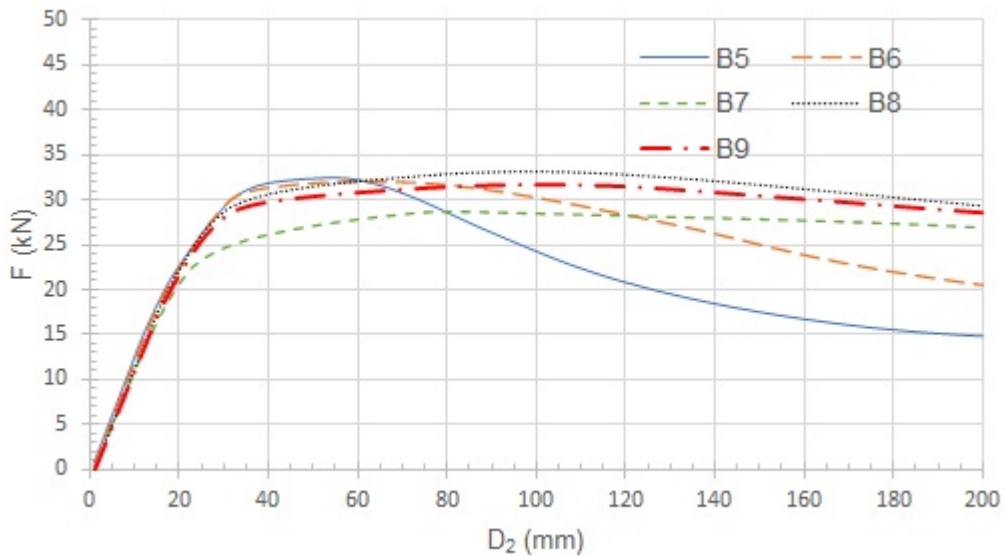


Figura 5.20: Curva carga - deslocamento obtidas a partir da análise numérica a temperatura elevada.

O resultado numérico mostra que também para vigas em temperatura elevada, uma viga com maior distância entre aberturas, Viga B9, apresenta menor resistência que uma de aberturas mais próximas, Viga B8. Essa comparação fica evidente por meio da análise do regime plástico de ambas as curvas mencionadas.

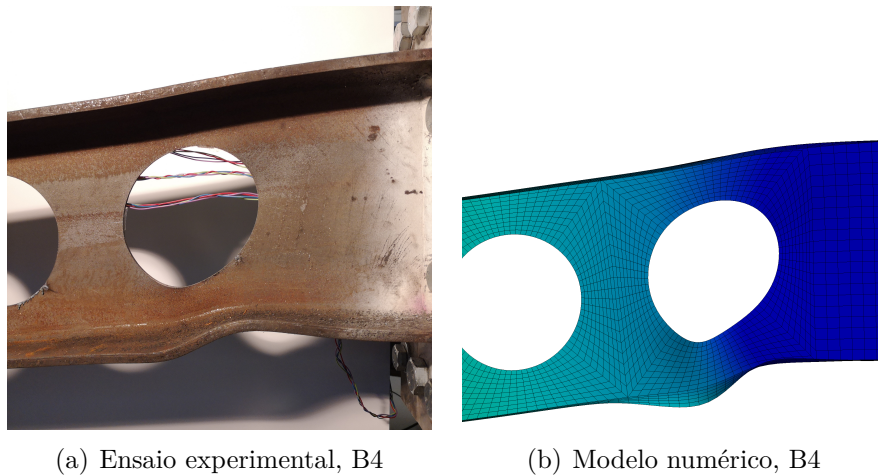
Durante o regime elástico, tanto B8 como B9 apresentaram comportamentos idênticos, somente na plastificação é que a Viga B9 apresentou menor resistência, e novamente ao final do deslocamento, ambas resultaram em cargas similares.



# Capítulo 6

## Resultados e discussão

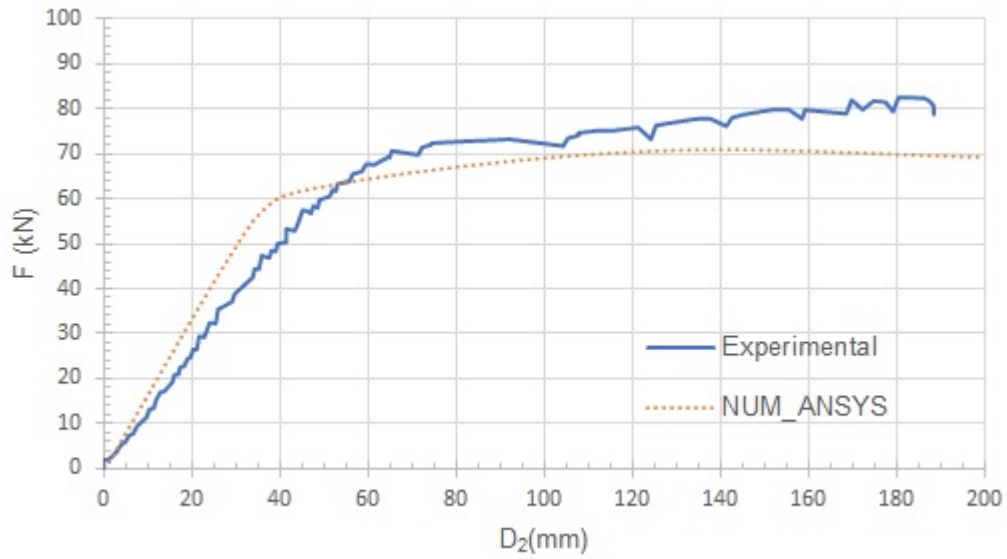
Para as vigas analisadas a temperatura ambiente, o modo de falha visto numericamente é o mesmo identificado nos ensaios experimentais conforme comparação apresentada na Figura 6.1, também obteve-se boa distribuição de tensões como apresentado anteriormente nos resultados numéricos.



**Figura 6.1:** Comparação das deformações experimentais e numéricas da Viga B4.

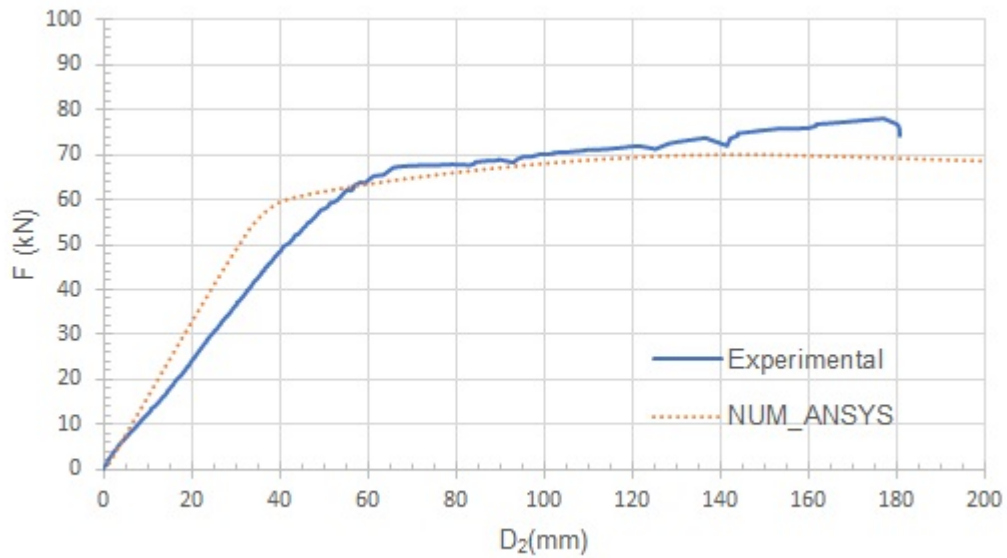
Analisando as curvas de deslocamento em função da carga, figuras 6.2, 6.3 e 6.4, nota-se a proximidade dos valores registrados pelo modelo numérico em relação aos valores experimentais, demonstrando o bom comportamento do modelo numérico.

No regime elástico o modelo numérico apresentou uma maior rigidez, representado pela maior inclinação da curva, entretanto a carga de cedência foi inferior para as três



**Figura 6.2:** Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B2.

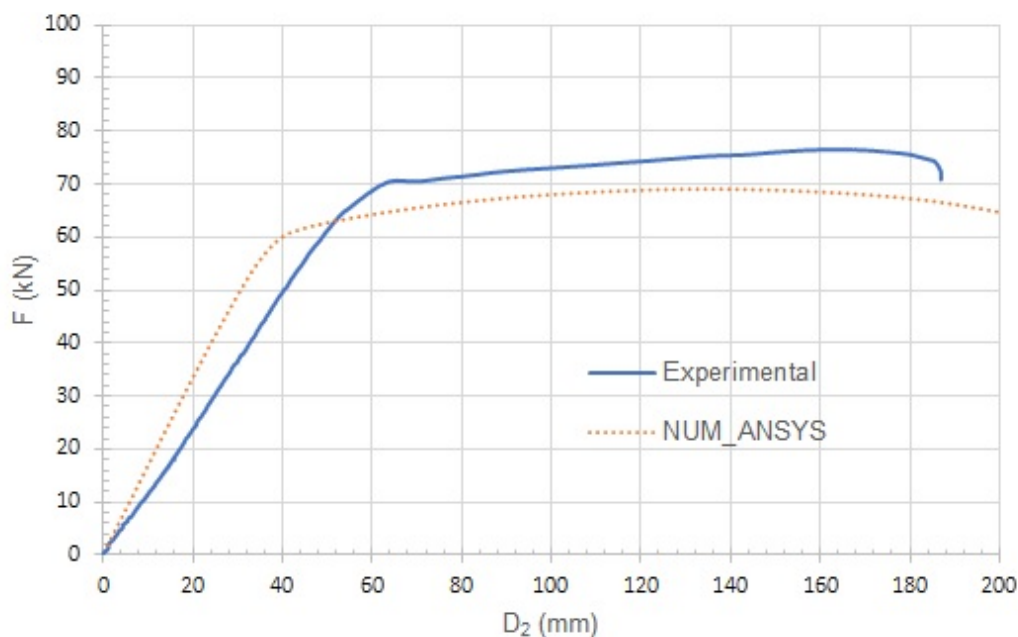
vigas analisadas. Já no regime plástico, a curva numérica se manteve inferior as curvas experimentais para todas as vigas a temperatura ambiente.



**Figura 6.3:** Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B3.

A divergência das curvas no regime elástico é explicada devido aos deslocamentos da placa de encastramento registrados nos ensaios experimentais. O deslocamento horizontal

da placa de encastramento causa um deslocamento vertical da extremidade livre maior do que um ensaio com encastramento totalmente rígido iria apresentar, situação identificada na análise numérica.



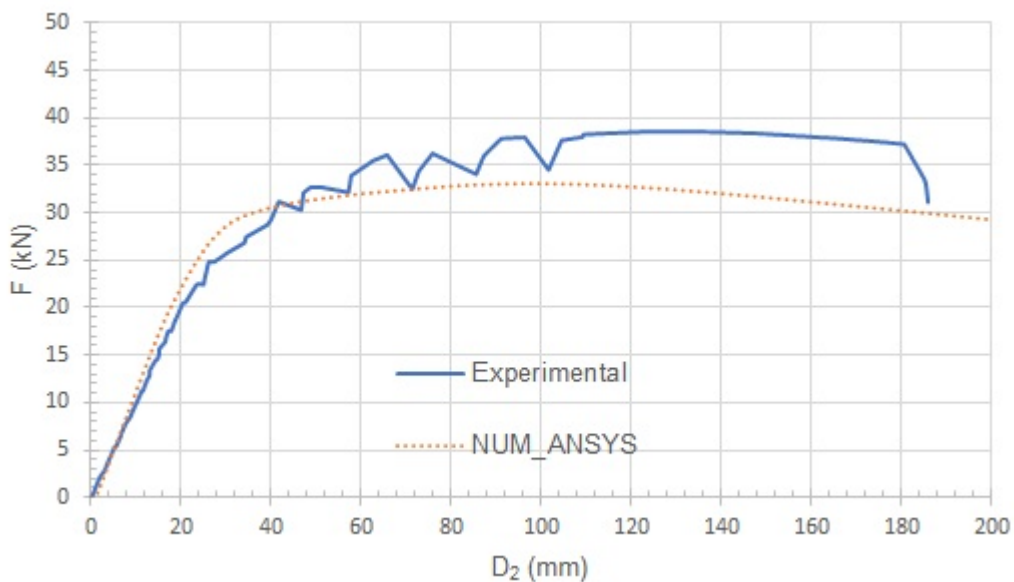
**Figura 6.4:** Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B4.

Para o regime plástico, a proposta do Eurocódigo para curva de tensão-deformação apresentada na Figura 5.6 resultou em um bom comportamento, os valores numéricos apresentaram comportamento similar ao experimental, pode-se notar a inclinação das curvas nas figuras 6.2, 6.3 e 6.4.

Os cálculos analíticos mostraram-se conservativos, principalmente na resistência a flexão, e mais próximos, porém ainda inferiores para o mecanismo de Vierendeel, como pode ser visto nas curvas apresentadas na 6.2 para a Viga B2, analiticamente a carga de cedência é de 65,46 kN para resistência a flexão e 69,00 kN para o mecanismo de Vierendeel.

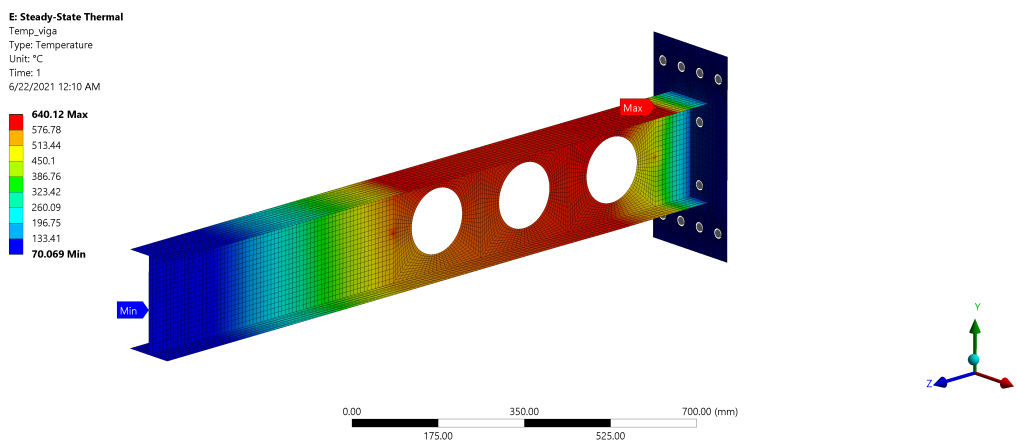
Experimentalmente a Viga B2 apresenta sua transição do regime elástico para o plástico em cargas próximas aos 70 kN, e numericamente na carga de 80 kN. E numericamente nota-se a cedência do material para valores menores do previsto analiticamente.

Para as vigas em temperatura elevada, analisando as vigas B8 e B9, figuras 6.5 e



**Figura 6.5: Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B8.**

6.10 respectivamente, percebe-se divergência entre os resultados obtidos. A Viga B8 teve comportamento numérico conservativo em relação ao experimental, todavia, a Viga B9 apresentou valores experimentais inferiores ao modelo numérico.

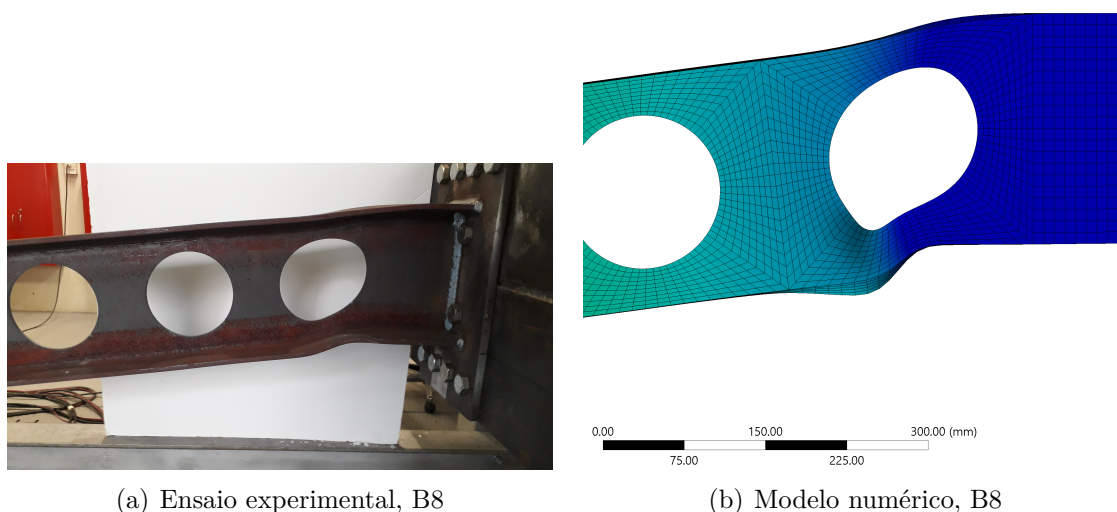


**Figura 6.6: Distribuição de temperaturas ao longo da Viga B9.**

A Figura 6.5 apresenta as curvas de deslocamento em função da carga para a Viga B8, nota-se que diferentemente do comportamento registrado para os ensaios a temperatura ambiente, a curva referente ao modelo numérico manteve-se inferior a curva experimental.

Por meio desta comparação feita entre valores experimentais e numéricos da Viga B9,

associado com a comparação entre valores experimentais feito na Figura 4.14, nota-se que a Viga B9 apresentou um comportamento atípico durante os ensaios experimentais. Isso pode ser identificado também a partir do valor analítico para carga de cedência.



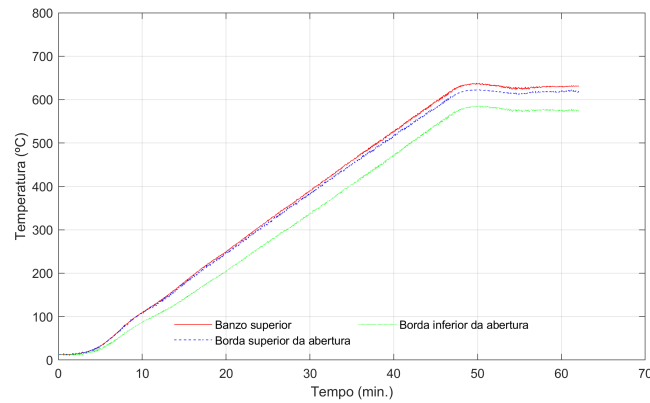
**Figura 6.7: Comparação das deformações experimentais e numéricas da Viga B8.**

Em comparação com a Viga B8, as temperaturas apresentadas nas secções 2 e 3 para a Viga B9 são superiores as registradas na sua antecessora, causando menor resistência da viga na região da primeira abertura, região de maiores esforços. As figuras 6.8 e 6.9 apresenta as distribuições de temperatura das vigas B8 e B9 para as secções 2 e 3.

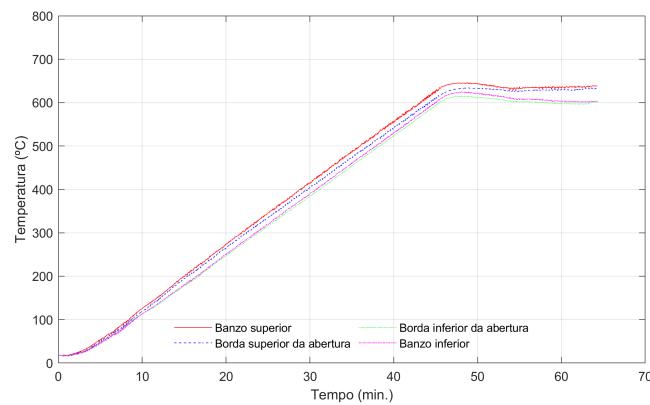
Para a Viga B8, em relação aos valores analíticos de carga, 31,78 kN para resistência a flexão e 31,86 kN para mecanismo de Vierendeel, valores próximos foram registrados no ensaio experimental, e o modelo numérico teve valores inferiores, demonstrando que o modelo numérico para altas temperaturas não apresentou boa coerência, apesar de ter boa representação do modo de falha, como pode ser visto na Figura 6.7.

Conforme descrito no capítulo anterior, o modelo numérico confirmou a presença da secção crítica para o mecanismo de Vierendeel com uma angulação de  $0^\circ$ , aumentando a fiabilidade do modelo analítico utilizado para as verificações de segurança. Outro ponto que favorece o uso deste modelo foi os resultados experimentais a temperatura ambiente, onde a carga de cedência real teve valores próximos aos calculados e o modelo analítico

manteve-se conservativo, podendo ser utilizado em dimensionamento de vigas alveolares.



(a) Temperaturas para a seção 2 da Viga B8.



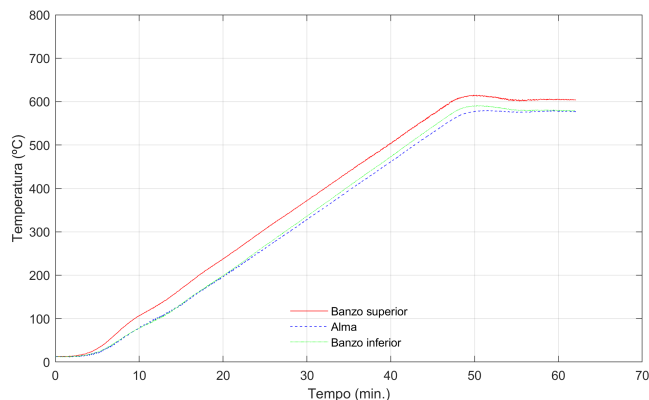
(b) Temperaturas para a seção 2 da Viga B9

**Figura 6.8: Comparação das temperaturas na seção 2 para as vigas B8 e B9.**

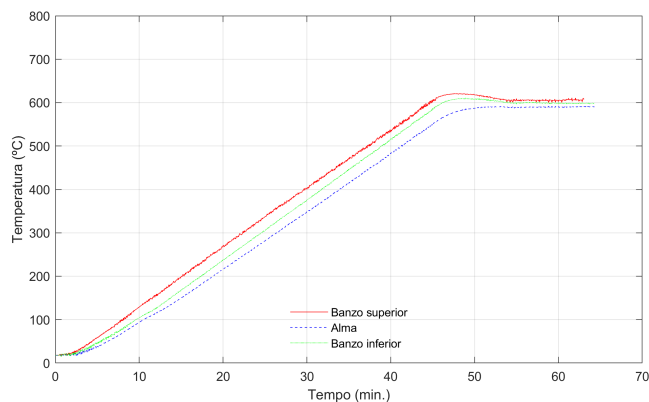
A inserção de aberturas na alma das vigas provou influenciar de forma significativa no comportamento das vigas, porém os parâmetros geométricos das aberturas alterados no estudo não apresentaram grande relevância nas resistências finais das vigas. Porém nota-se por meio das tabelas 3.14 e 3.6 que fatores geométricos como espessura do banzo e alma tem grande influência no comportamento das vigas, isso pode ser concluído através da análise dos valores obtidos para as vigas sólidas, onde as únicas variações são as dimensões dos banzos e alma das vigas.

Nos ensaios a temperatura elevada o ponto crucial foi a distribuição de temperaturas, por se tratar ensaios a temperatura muito elevadas, houve dificuldade para manter a

uniformidade da temperatura ao longo das vigas, sendo que variações na casa dos  $100^{\circ}\text{C}$  na distribuição de temperaturas de uma secção ou até mesmo entre secções fazem com que o modo de falha e as cargas envolvidas sofram grandes alterações.



(a) Temperaturas para a secção 3 da Viga B8.



(b) Temperaturas para a secção 2 da Viga B9

**Figura 6.9: Comparação das temperaturas na secção 3 para as vigas B8 e B9.**

Em alternativa para otimizar os ensaios, novos métodos de aquecimento, assim como o aprimoramento dos isolamentos da viga, garantindo uma maior uniformidade da temperatura ao longo da viga, e também temperaturas mais similares entre os ensaios, possibilitando melhores comparações entre os resultados. Assim como uma análise térmica transiente para o modelo numérico, ou seja, com variação de temperatura ao longo do tempo, podendo desta forma prever as temperaturas envolvidas no ensaios antes de realizar, e garantir temperaturas mais precisas para diferentes instantes de tempo durante a

aplicação da carga mecânica na viga, para que o resultado numérico seja mais próximo ainda dos valores reais.

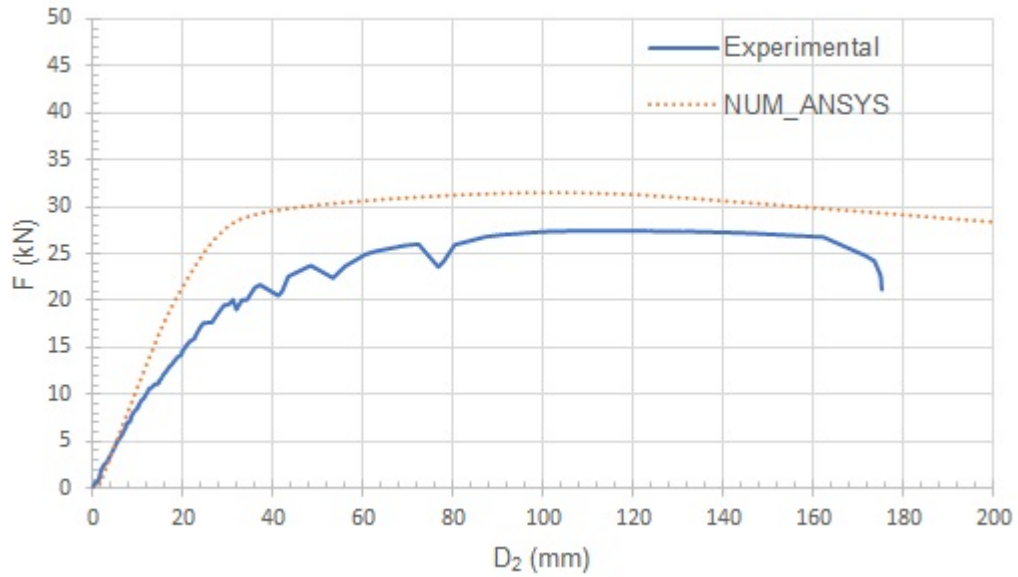


Figura 6.10: Comparação entre curvas carga-deslocamento para o ensaio experimental e análise numérica da Viga B9.

# Capítulo 7

## Conclusões

No que diz respeito ao comportamento das vigas em temperaturas ambiente, é notável a diferença do comportamento entre uma viga sólida e as vigas alveolares, seja por meio dos deslocamentos da placa de encastramento, onde foram inferiores para as vigas alveolares, indicando menores tensões envolvidas ou então por meio dos valores de resistência calculados analiticamente.

Por meio das deformações registradas ao final do ensaio, a Viga B1 apresentou pouca deformação plástica, enquanto que a Viga B2 mesmo tendo valores próximos de cargas máximas, apresentou deformações plásticas em cargas inferiores e de forma significativa.

O modelo numérico para temperaturas ambientes apresentou bons resultados, com um maior rigidez no regime elástico e conservativo para o regime plástico. Quanto a distribuição de tensões nas vigas, os resultados foram satisfatórios, confirmando o modelo analítico de verificação de resistência ao mecanismo de Vierendeel por meio de secções críticas.

Para as análises a temperatura elevada, o ponto principal se deu na distribuição da temperatura, sendo que nos dois primeiros ensaios, não se pode fazer uma análise da influência dos parâmetros geométricos das aberturas, devido o fato de que a falha ocorreu de formas diferentes das esperadas e obtidas nas demais vigas, tornando a influência da geometria menos influenciadora.

A distribuição de temperatura se tornou portanto um ponto crucial neste estudo, assim

como a disposição das resistências, dos termopares de controle e do isolamento térmico ao longo da viga.

Se tratando das resistências e seus termopares de controle, a disposição utilizada nas duas últimas vigas ensaiadas apresentou bons resultados, com boas distribuições de temperaturas nas vigas e valores de carga x deslocamento satisfatórios para a Viga B8, experimental e numericamente. A Viga B9 teve um bom resultado numérico, valores próximos ao previsto analiticamente, porém o ensaio experimental apresentou resistências inferiores as demais análises.

A perda de calor na extremidade livre não se mostrou um grande problema no estudo, porém a perda de calor para a placa de encastramento foi crucial para a distribuição de temperaturas nas vigas, representando a maior parte da perda de calor das vigas.

O calor absorvido pela placa de encastramento fez com que as regiões próximas ao encastramento tivessem grandes gradientes de temperatura, até mesmo na melhor formação apresentada na Viga B9, ainda houve gradientes superiores a  $100^{\circ}\text{C}$  entre banzo superior e inferior.

Para garantir uma melhor distribuição de temperaturas, e conseqüentemente melhores análises do comportamento da viga, deve-se buscar formas de isolar a interface base de fixação da viga e placa de encastramento, sem que haja perda da rigidez do encastramento.

O modelo numérico para temperaturas elevadas apresentou bons resultados na maioria das vigas, inclusive representando de forma coerente os modos de falha e cargas para as vigas B5 e B6, vigas que tiveram resultados adversos das demais.

A análise analítica se apresentou conservativa para ensaios experimentais, porém teve valores superiores quando comparado ao obtidos numericamente.

## **7.1 Proposta de trabalhos futuros**

Devido o fato de estudos referentes a vigas alveolares ainda serem escassos, são apresentadas algumas propostas de trabalhos a serem realizados futuramente para aprimoramento do tema abordado.

1. Otimização do setup experimental visando melhorar a distribuição de temperaturas ao longo da viga, assim como entre diferentes vigas, a fim de melhorar o comportamento das vigas e possibilitar comparações de alterações geométricas mais precisas.
2. Realizar uma atualização do modelo numérico baseado na análise térmica transiente ao longo do período de aplicação da carga mecânica, a fim de melhor representar a distribuição de temperaturas durante todo o ensaio mecânico.
3. Realizar ensaios para o caso de vigas sujeitas a carga mecânica constante e temperaturas variáveis, analisando a resistência ao fogo da estrutura, registrando o tempo e temperatura no qual o colapso da viga ocorre.
4. Analisar a influência de proteções intumescentes no comportamento mecânico e distribuição de temperaturas de vigas alveolares, apresentando resultados que ilustrem a vantagem ou desvantagem perante custo benefício do uso da pintura intumescente .

# Bibliografia

- [1] F. Erdal e M. P. Saka, “Ultimate load carrying capacity of optimally designed steel cellular beams,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 80, pp. 355–368, jan. de 2012, ISSN: 0143-974X. DOI: [10.1016/J.JCSR.2012.10.007](https://doi.org/10.1016/J.JCSR.2012.10.007). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143974X12002374>.
- [2] S. Morkhade e L. Gupta, “Ultimate load behaviour of steel beams with web openings,” *Australian Journal of Structural Engineering*, vol. 20, n.º 2, pp. 124–133, 2019. DOI: [10.1080/13287982.2019.1607448](https://doi.org/10.1080/13287982.2019.1607448).
- [3] K. Chung, C. Liu e A. Ko, “Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: an empirical design method using a generalised moment-shear interaction curve,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 59, n.º 9, pp. 1177–1200, set. de 2003, ISSN: 0143-974X. DOI: [10.1016/S0143-974X\(03\)00029-4](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(03)00029-4). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143974X03000294>.
- [4] G. Bihina, B. Zhao e A. Bouchaïr, “Behaviour of composite steel–concrete cellular beams in fire,” *Engineering Structures*, vol. 56, pp. 2217–2228, nov. de 2013, ISSN: 0141-0296. DOI: [10.1016/J.ENGSTRUCT.2013.09.002](https://doi.org/10.1016/J.ENGSTRUCT.2013.09.002). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141029613004148>.
- [5] S. A. Elsawaf e M. M. Hassan, “Behaviour of structural sub-assemblies of steel beams with openings in fire conditions,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 148, pp. 627–638, set. de 2018, ISSN: 0143-974X. DOI: [10.1016/J.JCSR.2018.06.023](https://doi.org/10.1016/J.JCSR.2018.06.023). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143974X18303432%7B%5C%7Dbb0050>.

- [6] CEN, *Eurocódigo 3 – Projecto de estruturas de aço Parte 1-2: Regras gerais Verificação da resistência ao fogo*, mar. de 2010.
- [7] L. B. D. Oliveira, “Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e cobertura,” Português, tese de mestrado, Universidade Federal de Viçosa, Viçosa - MG, mar. de 2012.
- [8] D. Sonck e J. Belis, “Lateral–torsional buckling resistance of cellular beams,” *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 105, pp. 119–128, fev. de 2014, ISSN: 0143-974X. DOI: [10.1016/J.JCSR.2014.11.003](https://doi.org/10.1016/J.JCSR.2014.11.003). URL: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0143974X14003071>.
- [9] ArcelorMittal, *ACB® and Angelina® beams A New Generation of Cellular Beams*, 1st. Luxemburgo: ArcelorMittal, 2020.
- [10] CEN, *Working draft of Eurocode 3 Part 1.13 - Steel beams with large web openings*, English, dez. de 2017.
- [11] *De voordelen van de raatliggers van Holland Profiel+*. URL: <https://www.hollandprofielplus.nl/raatliggers-voordelen.html#> (acedido em 13/11/2020).
- [12] R. N. Brinkhus, “Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas,” Português, tese de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre - RS, jan. de 2015.
- [13] L. F. Grilo, “Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço,” Português, tese de doutoramento, Universidade Federal de Minas Gerais, 2018.
- [14] O. Vassart, L.-G. Cajot, J.-P. Muzeau e Hamid, “Development of a new composite cellular beam,” *Singapore libraries*, ago. de 2008.
- [15] R. Lawson, S. Hicks, S. C. I. ( Britain e S. C. I. ( B. Staff, *Design of Composite Beams with Large Web Openings: In Accordance with Eurocodes and the UK National Annexes*, English. Steel Construction Institute, 2011. DOI: [10.13140/RG.2.2.19276.62085](https://doi.org/10.13140/RG.2.2.19276.62085). URL: <http://rgdoi.net/10.13140/RG.2.2.19276.62085>.

- [16] P. H. Bortolozzo, “Instabilidade do montante da alma de vigas alveolares: Estudo experimental e numérico,” Português, tese de mestrado, Escola Superior de Tecnologia e Gestão Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, Portugal, mai. de 2020.
- [17] F. Ferreira e C. Martins, “LRFD for Lateral-Torsional Buckling Resistance of Cellular Beams,” *International Journal of Civil Engineering*, vol. 18, n.º 3, pp. 303–323, 2020. DOI: [10.1007/s40999-019-00474-7](https://doi.org/10.1007/s40999-019-00474-7).
- [18] S. Bake Mohamadi, “Cellular Beams at Ambient and Elevated Temperatures,” English, tese de doutoramento, The University of Manchester, Manchester, 2010. URL: <https://www.escholar.manchester.ac.uk/api/datastream?publicationPid=uk-ac-man-scw:87592&datastreamId=FULL-TEXT.PDF>.
- [19] P. Panedpojaman e T. Teerawat, “Design equations for Vierendeel bending of steel beams with circular web openings,” em *World Congress on Engineering, WCE*, London, UK, 2014.
- [20] K. Chung, T. Liu e A. Ko, “Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings,” English, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 57, n.º 5, pp. 467–490, mai. de 2001, ISSN: 0143974X. DOI: [10.1016/S0143-974X\(00\)00035-3](https://doi.org/10.1016/S0143-974X(00)00035-3). URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X00000353>.
- [21] F. Erdal, “Ultimate load capacity of optimally designed cellular beams,” English, tese de doutoramento, The graduate school of natural e applied sciences of middle east technical university, Turkey, fev. de 2011.
- [22] A. Badke-Neto, A. F. G. Calenzani e W. G. Ferreira, “Estudo de metodologias para o dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto com perfil celular,” *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, vol. 8, n.º 6, pp. 843–859, dez. de 2015, ISSN: 1983-4195. DOI: [10.1590/S1983-41952015000600006](https://doi.org/10.1590/S1983-41952015000600006). URL: [http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci\\_arttext&pid=S1983-41952015000600843&lng=pt&tlng=pt](http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S1983-41952015000600843&lng=pt&tlng=pt).

- [23] K. D. Tsavdaridis e C. D’Mello, “Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes,” English, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 67, n.º 10, pp. 1605–1620, out. de 2011, ISSN: 0143974X. DOI: [10.1016/j.jcsr.2011.04.004](https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2011.04.004). URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0143974X11001064>.
- [24] P. Wang, X. Wang e M. Liu, “Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire,” English, *Thin-Walled Structures*, vol. 85, pp. 441–455, dez. de 2014, ISSN: 02638231. DOI: [10.1016/j.tws.2014.09.019](https://doi.org/10.1016/j.tws.2014.09.019). URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263823114002857>.
- [25] A. Nadjai, O. Vassart, F. Ali, D. Talamona, A. Allam e M. Hawes, “Performance of cellular composite floor beams at elevated temperatures,” English, *Fire Safety Journal*, vol. 42, n.º 6-7, pp. 489–497, set. de 2007, ISSN: 03797112. DOI: [10.1016/j.firesaf.2007.05.001](https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2007.05.001). URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0379711207000525>.
- [26] A. Nadjai, K. Petrou, S. Han e F. Ali, “Performance of unprotected and protected cellular beams in fire conditions,” English, *Construction and Building Materials*, vol. 105, pp. 579–588, fev. de 2016, ISSN: 09500618. DOI: [10.1016/j.conbuildmat.2015.12.150](https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.12.150). URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0950061815308217>.
- [27] P. Wang, Q. Ma e X. Wang, “Investigation on Vierendeel mechanism failure of castellated steel beams with fillet corner web openings,” English, *Engineering Structures*, vol. 74, pp. 44–51, set. de 2014, ISSN: 01410296. DOI: [10.1016/j.engstruct.2014.05.008](https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.05.008). URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0141029614002867>.
- [28] L. Manuel Ribeiro de Mesquita, “Instabilidade termo-mecânica de vigas submetidas a temperaturas elevadas. Estudo numérico e experimental,” Português, tese de doutoramento, Universidade do Porto, Porto, jul. de 2004.

- [29] CEN, *Eurocódigo 3 - Projecto de estruturas de aço Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*, Português, mai. de 2005.
- [30] CEN, *Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-5: Plated structural elements*, English, out. de 2006.
- [31] M. F. M. S. de Carvalho, “Formulação corrotacional para análise de vigas com elementos finitos,” Português, tese de mestrado, Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, Portugal, 2010.
- [32] N. Thomas e W. Erke, “Reliable FE - Modeling with ANSYS,” em *International ANSYS Conference*, Berlim, German, 2004.
- [33] G. G. Haubert, *Estudo de análises linear e não linear aplicado a flambagem*, Trabalho de conclusão de curso, Pato Branco - PR, 2017.
- [34] CEN, *Eurocódigo 1 - Acções em estruturas Parte 1-2: Acções gerais, Acções em estruturas expostas ao fogo*, Português, mar. de 2010.
- [35] Y.-j. Liu, T.-j. Jiang, G.-s. Zeng e C. Xu, “Application of nonlinear and eigenvalue buckling analysis in packaging test,” em *International ANSYS Conference*, Tianjin, China, 2004, pp. 46–49.

# Apêndice A

## Scripts MATLAB

### A.1 Verificação das resistências

```
1 clear all
2 close all
3 clc
4
5 beams = [1 2 3 4 5 6 7 8];
6 % Dimensoes geometricas reais
7 h = [219e-3 219e-3 222e-3 222e-3 220e-3 222e-3 222e-3 221e-3]; % ...
    Alturas do perfil [m]
8 b = [110.9e-3 110.2e-3 112.18e-3 112.18e-3 110.33e-3 111.78e-3 ...
    112.05e-3 110.05e-3]; % Largura do banzo
9 tf = [8.9e-3 8.9e-3 9.33e-3 9.10e-3 8.85e-3 9.18e-3 9.10e-3 9.00e-3]; ...
    % Espessura do banzo
10 tw = [6.6e-3 6.6e-3 6.6e-3 5.8e-3 6.6e-3 6.0e-3 5.95e-3 6.7e-3]; % ...
    Espessura da alma
11 L = [1.503 1.499 1.501 1.495 1.503 1.499 1.496 1.5];
12 r = 12e-3; % Raio de concordncia
13 endpost = 0.150; % Tamanho do montante em endpost [m]
14
```

```

15 A=(2.*b.*tf)+((h-2.*tf).*tw)+((4-pi)*r^2); % Area da secção ...
    transversal do perfil sólido [m*2]
16 Avz=A-2.*b.*tf+(tw+2.*r).*tf; % Area de corte
17 wpl=((tw.*h.^2)/4)+((b-tw).(h-tf).*tf)+(((4-pi)/2)*r^2.*(h-2.*tf)) + ...
    (((3*pi-10)/3)*r^3); % Modulo de Flexão Y [m*3]
18 A_v=max(Avz, (h-2*tf).*tw);
19
20
21 %% Informaões das aberturas reais
22 a0=[109.83e-3 109.60e-3 131.83e-3 131.97e-3 131.83e-3 140.78e-3 ...
    140.72e-3 140.55e-3]; % Diâmetros das aberturas [m]
23 w=[110.08e-3 132.15e-3 65.85e-3 88e-3 110e-3 57.03e-3 79e-3 ...
    101.40e-3]; % Larguras dos montantes da alma [m]
24 s=w+a0; % Distância entre centros de aberturas
25 l = L-endpost-(a0./2); % Distância entre a extremidade livre e o ...
    centro da abertura mais próxima do encastramento [m]
26 i=0;
27
28 At=(A-a0.*tw)/2;
29 A2t = At*2;
30
31 ratio=s./a0;
32
33 for beam=beams
34     i=i+1;
35     if w(i) < a0(i)
36         closed(i) = 1;
37     else
38         closed(i) = 0;
39     end
40 end
41 % Propriedades do aço
42     E=210e9;
43     fy=318.16e6;
44     gm0=1.0;

```

```

45     gml=1.0;
46
47     % Carregamento
48     P = 70;      % Forca aplicada pelo atuador[kN]
49     Ved = P;    % Forca de corte [kN]
50     Med = P.*l; % Momento Fletor [kNm]
51
52     %% Classifica o das vigas
53     % Alma
54     c = h-(2.*tf)-(2.*r);
55     epsilon = sqrt(235e6./fy);
56     i=0;
57     for beam = beams      % Verifica a classifica o da alma
58         i=i+1;
59         if c(i)/tw(i) <= 72*epsilon;
60             Class_alma(i) = 1;
61         end
62         if c(i)/tw(i)>72*epsilon && c/tw<=83*epsilon
63             Class_alma(i) = 2;
64         end
65         if c(i)/tw(i)>83*epsilon && c/tw<=124*epsilon
66             Class_alma(i) = 3;
67         end
68         if c(i)/tw(i)>124*epsilon
69             Class_alma(i) = 4;
70         end
71     end
72
73     % Banzo
74     i=0;
75     c = (b./2) - tw - (2.*r);
76     for beam = beams      % Verifica a classifica o do banzo
77         i=i+1;
78         if c(i)/tf(i) <= 9*epsilon;
79             Class_banzo(i) = 1;

```

```

80     end
81     if c(i)/tf(i)>9*epsilon && c/tf<=10*epsilon
82         Class_banzo(i) = 2;
83     end
84     if c(i)/tf(i)>10*epsilon && c/tf<=14*epsilon
85         Class_banzo(i) = 3;
86     end
87     if c(i)/tf(i)>14*epsilon
88         Class_banzo(i) = 4;
89     end
90 end
91
92
93 %% C lculo das resist ncias
94
95 %% Cisalhamento
96
97 % Caso fosse s lido
98     Avz=A-(2.*b.*tf)+(tw+2.*r).*tf;
99     A_v=max(Avz,(h-2.*tf).*tw);
100     Vpl_Rd=(A_v.*(fy./sqrt(3)))./(gm0.*1000);
101     F_limite_corte_solido = Vpl_Rd;
102
103 % Na abertura
104     Vo_pl_Rd = Vpl_Rd-((a0.*tw*fy)/(sqrt(3)*gm0*1000)); % ...
105     For a de corte resistente na abertura [kN]
106
107     rho = ((2*Ved./Vo_pl_Rd)-1).^2;
108     tw_eff = tw.*(1-rho);
109
110     i=0;
111     for beam = beams % Altera o valor da resist ncia caso ...
112         Ved/VRd >0,5
113         i=i+1;

```

```

112         if (Ved./Vo_pl_Rd(i))>0.5 ...
                                                    % EN3 1-13 6.2(2)
113             Avz(i)=A(i)-2*b(i)*tf(i)+(tw_eff(i)+2*r)*tf(i);
114             A_v(i)=max(Avz(i),(h(i)-2*tf(i))*tw_eff(i));
115             Vpl_Rd(i) = A_v(i)*fy/sqrt(3)/gm0/1000;
116             Vo_pl_Rd(i) = ...
                    Vpl_Rd(i)-((a0(i)*tw_eff(i)*fy)/(sqrt(3)*gm0))/1000;
117         end
118     end
119     F_limite_corte_abertura = Vo_pl_Rd;
120
121     % Pelo m todo de Pattman
122     Vo_pl_Rd2 = 0.577 .* fy .* (Avz - (a0.*tw))./1000;
123
124
125     % Resist ncia ao corte horizontal no montante da alma
126     Vwp_Rd=((w.*tw).*fy)/(sqrt(3)*gm0)/1000;
127
128     % Resist ncia ao corte vertical no montante da alma
129     Vwp_Rd_z=(Avz*fy)/(sqrt(3)*gm0)/1000;
130
131
132     %% Flex o
133     % Na abertura
134     Npl_Rd = (At.*fy)./gm0/1000; % ...
            Resist ncia do t [kN]
135     Af = b.*tf; % ...
            rea transversal do banzo [m*2]
136     hw_t = ((h-a0)-2.*tf)./2; % ...
            Altura da alma do t [m]
137     Aw_t = hw_t.*tw_eff; % ...
            rea da alma do t [m*2]
138     Aq = r^2;
139     Ac = (pi*r^2)/4;
140

```

```

141     yf = (h-tf)./2;
142     yw = (hw_t+a0)./2;
143     yq = (h-(2.*tf)-r)./2;
144     yc = (h./2) - tf -r + ((4*r)/(3*pi));
145
146     Af = b.*tf;
147     Awt = hw_t.*tw_eff;
148
149     Zc = ...
           ((yf.*Af)+(yw.*Awt)+(2.*yq.*Aq)-(2.*yc.*Ac))./(Af+Awt ...
           +Aq+Aq-Ac-Ac);
150
151     Mo_Rd = 2.*Npl_Rd.*Zc; % ...
           Momento resistente pl stico na abertura [kNm]
152     F_limite_fletor_abertura = Mo_Rd./l;
153
154     % Pelo m todo de Pattamad
155     wpl=((tw.*h.^2)./4)+((b-tw).*(h-tf).*tf)+(((4-pi)./2).*r.^2* ...
           (h-2.*tf))+(((3.*pi-10)./3).*r.^3);
156     Wo_pl = wpl - ((a0.^2 .* tw)/4);
157     Mo_Rd2 = fy.*Wo_pl/1000;
158
159     % No montante
160     Mwp_Rd = (w.^2.*tw.*fy)/(6*gm0*1000);
161
162     % Caso fosse s lido
163     wpl=((tw.*h.^2)./4)+((b-tw).*(h-tf).*tf)+(((4-pi)./2).*r.^2* ...
           (h-2.*tf))+(((3.*pi-10)./3).*r.^3);
164     Mpl_Rd=wpl*fy/gm0/1000;
165     F_limite_fletor_solido = Mpl_Rd./l;
166
167
168     %% Vierendeel
169     zpl = (Af+Awt)./(2.*b);
170     aeq = 0.45.*a0;

```

```

171
172 Ned = (P.*l)/(2.*Zc);
173 MnvRd = Mo_Rd2.*(1-(Ned./Npl_Rd).^2);
174
175 M1T_pl_Rd=((Aw_t.*fy).*(0.5*hw_t+tf-zpl)./gm0)/1000+((Af.*fy).* ...
        (0.5*tf-zpl+(zpl.^2)/tf))./gm0)/1000;
176 Vvier = 4.*M1T_pl_Rd./aeq;
177 Vvier2 = (4.*MnvRd)./aeq;
178 F_limite_vierendeel = Vvier;
179
180
181
182 %% Encurvadura Lateral do montante da alma
183 gammaM1 = 1;
184 L_cr = h-((tf+r).*2);
185 A_cr = w.*tw;
186 I_cr = (w.*tw.^3)/12;
187
188 N_cr = (pi.^2 .* E .* I_cr) ./ (L_cr.^2);
189
190 lambda_barra = ((A_cr.*fy)./N_cr).^0.5;
191
192 % Alpha
193 i=0;
194 for beam = beams
195     i=i+1;
196     if h(i)/b(i) > 1.2
197         if tf(i) <= 0.04
198             alpha(i) = 0.21;
199         else
200             alpha(i) = 0.34;
201         end
202     else
203         if tf(i) <= 0.1
204             alpha(i) = 0.34;

```

```

205         else
206             alpha(i) = 0.76;
207         end
208     end
209 end
210
211 RHO = 0.5.*(1+alpha.*(lambda_barra-0.2)+lambda_barra.^2);
212
213 QSI =max(1,1./(RHO+sqrt(RHO.^2-lambda_barra.^2)));
214
215 N_bRd = (QSI.*fy.*A_cr)./(gammaM1.*10^3);
216
217
218 %% Altas temperaturas
219 Avz_fire=A-2.*b.*tf+(tw+2.*r).*tf; ...
220
221                                     ...
222
223     % rea de corte
224 wpl_fire=((tw.*h.^2)/4)+((b-tw).*(h-tf).*tf)+(((4-pi)/2)*r^2.* ...
225     (h-2.*tf))+(((3*pi-10)/3)*r^3);           % M dulo de Flex o Y [m*3]
226 A_v_fire=max(Avz_fire,(h-2*tf).*tw);
227
228
229 % Propriedades do a o
230     fy_fire = 0.470*fy;
231     E_fire = 0.310*E;
232
233
234 % C lculo das resist ncias
235
236 %% Cisalhamento
237
238     % Caso fosse s lido
239     Avz_fire=A-(2.*b.*tf)+(tw+2.*r).*tf;
240     A_v_fire=max(Avz_fire,(h-2.*tf).*tw);
241     Vpl_Rd_fire=(A_v_fire.*(fy_fire./sqrt(3)))./(gm0.*1000);
242     F_limite_corte_solido_fire = Vpl_Rd_fire;
243
244
245
246

```

```

237 % Na abertura
238 Vo_pl_Rd_fire = ...
          Vpl_Rd_fire-(a0.*tw*fy_fire)/(sqrt(3)*gm0*1000)); % ...
          For a de corte resistente na abertura [kN]
239 rho_fire = ((2.*Ved./Vo_pl_Rd_fire)-1).^2;
240 tw_eff_fire = tw.*(1-rho_fire);
241
242 F_limite_corte_abertura_fire = Vo_pl_Rd_fire;
243
244 % Pelo m todo de Pattman
245 Vo_pl_Rd2_fire = 0.577 .* fy_fire .* (Avz_fire - (a0.*tw))./1000;
246
247
248 % Resist ncia ao corte horizontal no montante da alma
249 Vwp_Rd_fire=(w.*tw).*fy_fire./(sqrt(3)*gm0)/1000;
250
251 % Resist ncia ao corte vertical no montante da alma
252 Vwp_Rd_z_fire=(Avz_fire*fy_fire/(sqrt(3)*gm0))/1000;
253
254
255 %% Flex o
256 % Na abertura
257 Npl_Rd_fire = (At.*fy_fire)./gm0/1000; ...
          % Resist ncia do t [kN]
258 Af = b.*tf; % ...
          rea transversal do banzo [m*2]
259 hw_t = ((h-a0)-2.*tf)./2; % ...
          Altura da alma do t [m]
260 Aw_t_fire = hw_t.*tw_eff_fire; ...
          % rea da alma do ...
          t [m*2]
261 Aq = r^2;
262 Ac = (pi*r^2)/4;
263
264 yf = (h-tf)./2;

```

```

265     yw = (hw_t+a0)./2;
266     yq = (h-(2.*tf)-r)./2;
267     yc = (h./2) - tf -r + ((4*r)/(3*pi));
268
269     Af = b.*tf;
270     Aw_fire = hw_t.*tw_eff_fire;
271     Aq = r^2;
272     Ac = (pi*r^2)/4;
273
274     Zc_fire = ...
           ((yf.*Af)+(yw.*Aw_fire)+(2.*yq.*Aq)-(2.*yc.*Ac))./ ...
           (Af+Aw_fire+Aq+Aq-Ac-Ac);
275
276     Mo_Rd_fire = 2.*Npl_Rd_fire.*Zc_fire; ...
                                     % Momento resistente ...
           pl stico na abertura [kNm]
277     F_limite_fletor_abertura_fire = Mo_Rd_fire./l;
278
279     % Pelo m todo de Pattamad
280     wpl_fire=((tw.*h.^2)./4)+((b-tw).*(h-tf).*tf)+(((4-pi)./2).* ...
           r.^2*(h-2.*tf))+(((3.*pi-10)./3).*r.^3);
281     Wo_pl_fire = wpl_fire - ((a0.^2 .* tw)/4);
282     Mo_Rd2_fire = fy_fire.*Wo_pl_fire/1000;
283
284     % No montante
285     Mwp_Rd_fire = (w.^2.*tw.*fy_fire)/(6*gm0*1000);
286
287     % Caso fosse s lido
288     wpl_fire=((tw.*h.^2)./4)+((b-tw).*(h-tf).*tf)+(((4-pi)./2).* ...
           r.^2*(h-2.*tf))+(((3.*pi-10)./3).*r.^3);
289     Mpl_Rd_fire=wpl_fire*fy_fire/gm0/1000;
290     F_limite_fletor_solido_fire = Mpl_Rd_fire./l;
291
292
293 %% Vierendeel

```

```

294     zpl_fire = (Af+Aw_t_fire)./(2.*b);
295     aeq = 0.45.*a0;
296
297     Ned_fire = (P.*l)/(2.*Zc_fire);
298     MnvRd_fire = Mo_Rd2_fire.*(1-(Ned_fire./Npl_Rd_fire).^2);
299
300     M1T_pl_Rd_fire=(Aw_t_fire.*fy_fire).*(0.5*hw_t+tf-zpl_fire) ...
        ./gm0)/1000+((Af.*fy_fire).*(0.5*tf-zpl_fire+ ...
        (zpl_fire.^2)/tf))./gm0)/1000;
301
302     Vvier_fire = 4.*M1T_pl_Rd_fire./aeq;
303     Vvier2_fire = (4.*MnvRd_fire)./aeq;
304     F_limite_vierendeel_fire = Vvier_fire;
305
306
307     %% Encurvadura lateral do montante da alma
308
309     gammaM1 = 1;
310     L_cr = h-((tf+r).*2);
311     A_cr = w.*tw;
312     I_cr = (w.*tw.^3)/12;
313
314     N_cr_fire = (pi.^2 .* E_fire .* I_cr) ./ (L_cr.^2);
315
316     lambda_barra_fire = sqrt((A_cr.*fy_fire)./N_cr_fire);
317
318     % Alpha
319     i=0;
320     for beam = beams
321         i=i+1;
322         if h(i)/b(i) > 1.2
323             if tf(i) <= 0.04
324                 alpha(i) = 0.21;
325             else
326                 alpha(i) = 0.34;

```

```

327         end
328     else
329         if tf(i) <= 0.1
330             alpha(i) = 0.34;
331         else
332             alpha(i) = 0.76;
333         end
334     end
335 end
336
337 RHO_fire = ...
338     0.5.*(1+alpha.*(lambda_barra_fire-0.2)+lambda_barra_fire.^2);
339
340 QSI_fire ...
341     =max(1,1./(RHO_fire+sqrt(RHO_fire.^2-lambda_barra_fire.^2)));
342
343 N_bRd_fire = (QSI_fire.*fy_fire.*A_cr)./(gammaM1.*10^3);

```

## A.2 Método alternativo para verificação da resistência a flexão de Vierendeel

```

1 close all
2 clear all
3 clc
4
5 %% M todo Alternativo para Vierendeel
6
7 %% Propriedades
8     E=210e9;
9     fy=318.16e6;
10    gm0=1.0;

```

```

11     gm1=1.0;
12
13     %% Geometrias
14     h = [219e-3 219e-3 222e-3 222e-3 220e-3 222e-3 222e-3 221e-3]; ...
           % Alturas do perfil [m]
15     b = [110.9e-3 110.2e-3 112.18e-3 112.18e-3 110.33e-3 111.78e-3 ...
           112.05e-3 110.05e-3]; % Largura do banzo
16     tf = [8.9e-3 8.9e-3 9.33e-3 9.10e-3 8.85e-3 9.18e-3 9.10e-3 9.00e-3]; ...
           % Espessura do banzo
17     tw = [6.6e-3 6.6e-3 6.6e-3 5.8e-3 6.6e-3 6.0e-3 5.95e-3 6.7e-3]; ...
           % Espessura da alma
18     L = [1.503 1.499 1.501 1.495 1.503 1.499 1.496 1.5];
19     a0 = [109.83e-3 109.60e-3 131.83e-3 131.97e-3 131.83e-3 140.78e-3 ...
           140.72e-3 140.55e-3]; % Dimetros das aberturas [m]
20     w = [110.08e-3 132.15e-3 65.85e-3 88e-3 110e-3 57.03e-3 79e-3 ...
           101.40e-3]; % Larguras dos montantes da alma [m]
21     s = w+a0;
22     endpost = 0.150;
23     l = L-endpost-(a0./2);
24     r = 12e-3;
25
26     P = 70; % Carga em kN
27
28     %% C lculos
29
30     A=(2.*b.*tf)+((h-2.*tf).*tw)+((4-pi)*r^2);
31     At=(A-a0.*tw)/2;
32
33     Vo_Ed = P;
34     Mo_Ed = P*l;
35
36     beams = [1 2 3 4 5 6 7 8];
37
38     theta_graus = [0:5:60];
39     theta_radianos =(theta_graus.*pi)./180;

```

```

40     i=0;
41
42     for theta=theta_radianos
43         i=i+1;
44     for B=beams
45         y_barra(B) = ((b(B)*tf(B)^2)+tw(B)*(((h(B)/2)- ...
            (a0(B)/2))^2)-tf(B)^2)/(2*At(B));
46         Zc(B) = (h(B)/2)-y_barra(B);
47
48         tf_theta(i,B) = tf(B)/cos(theta);
49         h_theta(i,B) = h(B)/(cos(theta));
50         A_theta(i,B)=(2*b(B)*tf_theta(i,B))+((h_theta(i,B) ...
            -2*tf_theta(i,B))*tw(B))+((4-pi)*r^2);
51         At_theta(i,B)=(A_theta(i,B)-a0(B)*tw(B))/2;
52         y_theta(i,B) = ((b(B)*tf_theta(i,B)^2)+tw(B)*(((h_theta(i,B)/2)- ...
            (a0(B)/2))^2)-tf_theta(i,B)^2)/(2*At_theta(i,B));
53         Zc_theta(i,B) = (h_theta(i,B)/2)-y_theta(i,B);
54
55         N_theta_Rd(i,B) = (At_theta(i,B)*fy)/(gm0*1000);
56
57         wpl_theta(i,B) = (((tw(B))*h_theta(i,B)^2)/4)+((b(B)-tw(B))* ...
            (h_theta(i,B)-tf_theta(i,B))*tf_theta(i,B))+(((4-pi)/2)* ...
            r^2*(h_theta(i,B)-2*tf_theta(i,B)))+(((3*pi-10)/3)*r^3);
58         M_theta_Rd(i,B) = (wpl_theta(i,B)*fy)/(gm0*1000);
59
60         F_lim(i,B) = (2*Zc(B)*N_theta_Rd(i,B)*M_theta_Rd(i,B)) ...
            / (M_theta_Rd(i,B)*(l(B)*cos(theta)-(Zc(B)*sin(theta)))+ ...
            N_theta_Rd(i,B)*(-l(B)*(y_theta(i,B)*cos(theta))-Zc(B)* ...
            ((h(B)/2)-y_theta(i,B)*cos(theta))*tan(theta)));
61     end
62
63     N_theta_Ed(i,:) = ((P.*1)./(2.*Zc)).*cos(theta) - ((P/2)*sin(theta));
64     M_theta_Ed(i,:) = -(((P.*1)./(2.*Zc)).*(y_theta(i,:).*cos(theta) - ...
        y_barra)) - ((P/2)*((h./2)-(y_theta(i,:).*cos(theta)))*tan(theta));
65

```

```

66 criterio(i,:) = ...
    (N_theta_Ed(i,:)./N_theta_Rd(i,:))+(M_theta_Ed(i,:)/M_theta_Rd(i,:))
67
68 % alta temperatura
69
70 temperatura=600;
71
72 fy_fi= 0.470 * fy;           % Tens o de ced ncia para o a o a 600 C.
73
74 for B=beams
75     N_theta_Rd_fire(i,B) = (At_theta(i,B)*fy_fi)/(gm0*1000);
76
77     M_theta_Rd_fire(i,B) = (wpl_theta(i,B)*fy_fi)/(gm0*1000);
78
79     F_lim_fire(i,B) = ...
        (2*Zc(B)*N_theta_Rd_fire(i,B)*M_theta_Rd_fire(i,B))/ ...
        (M_theta_Rd_fire(i,B)*(l(B)*cos(theta)-(Zc(B)*sin(theta)))+ ...
        N_theta_Rd_fire(i,B)*(-l(B)*(y_theta(i,B)*cos(theta))-Zc(B)* ...
        ((h(B)/2)-y_theta(i,B)*cos(theta))*tan(theta)));
80 end
81
82 N_theta_Ed_fire(i,:) = ((P.*l)./(2.*Zc)).*cos(theta) - ...
    ((P/2)*sin(theta));
83 M_theta_Ed_fire(i,:) = -(((P.*l)./(2.*Zc)).*(y_theta(i,:).*cos(theta) ...
    - y_barra)) - ((P/2)*((h./2)-(y_theta(i,:)*cos(theta))*tan(theta)));
84
85 criterio_fire(i,:) = ...
    (N_theta_Ed_fire(i,:)./N_theta_Rd_fire(i,:))+(M_theta_Ed_fire(i,:)./ ...
    M_theta_Rd_fire(i,:))
86
87 end

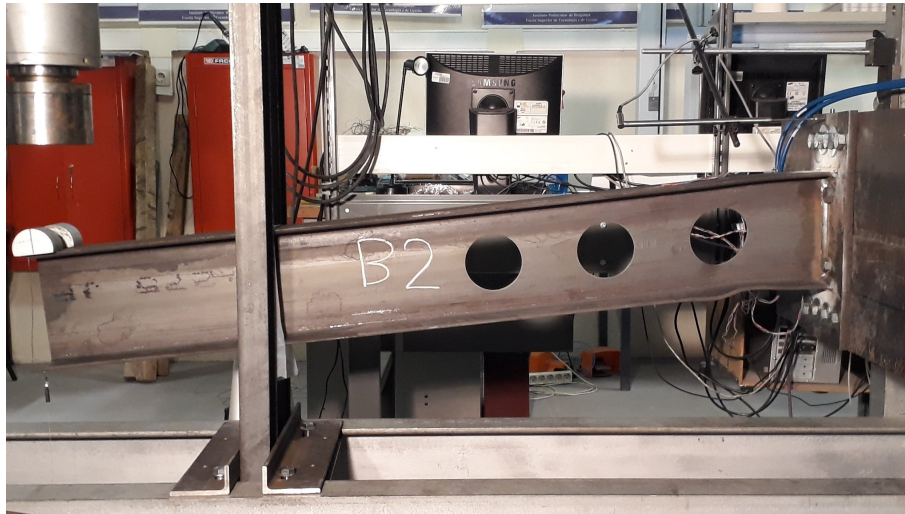
```

# Apêndice B

## Resultados experimentais



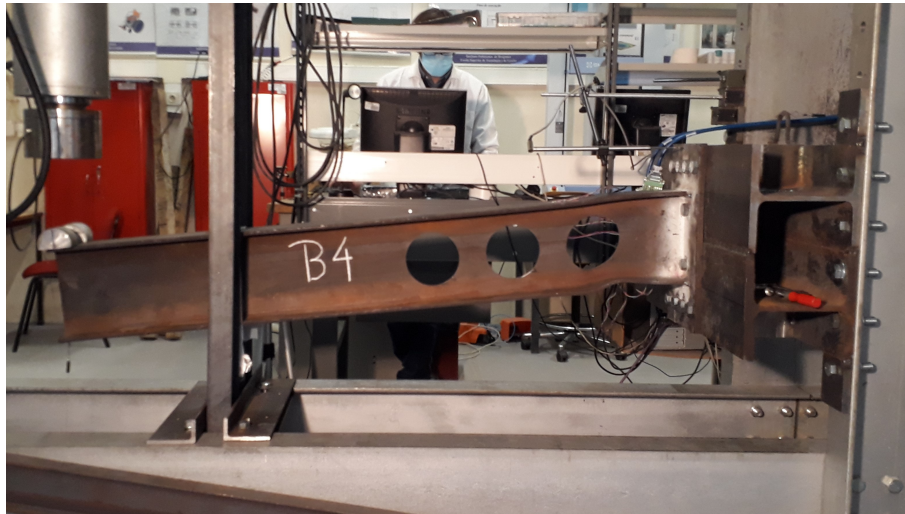
(a) Viga B1 após a realização do ensaio



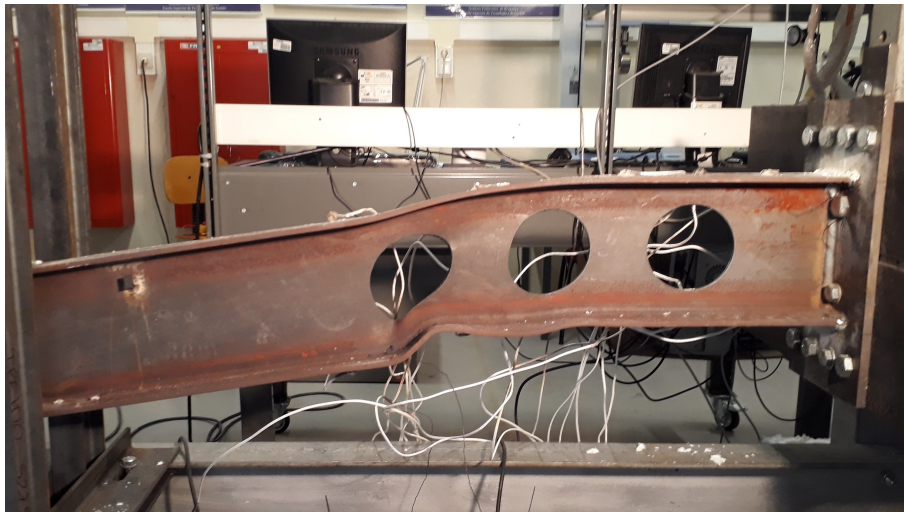
(b) Viga B2 após a realização do ensaio



(c) Viga B3 após a realização do ensaio



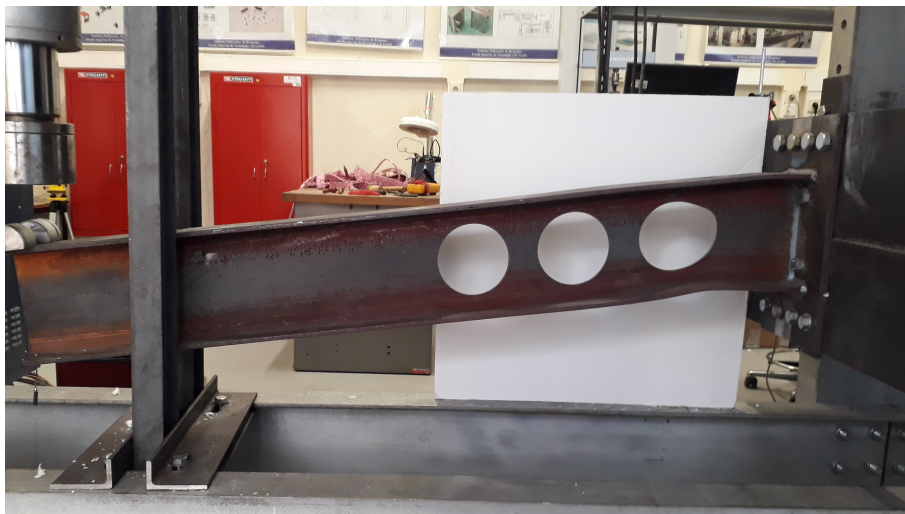
(d) Viga B4 após a realização do ensaio



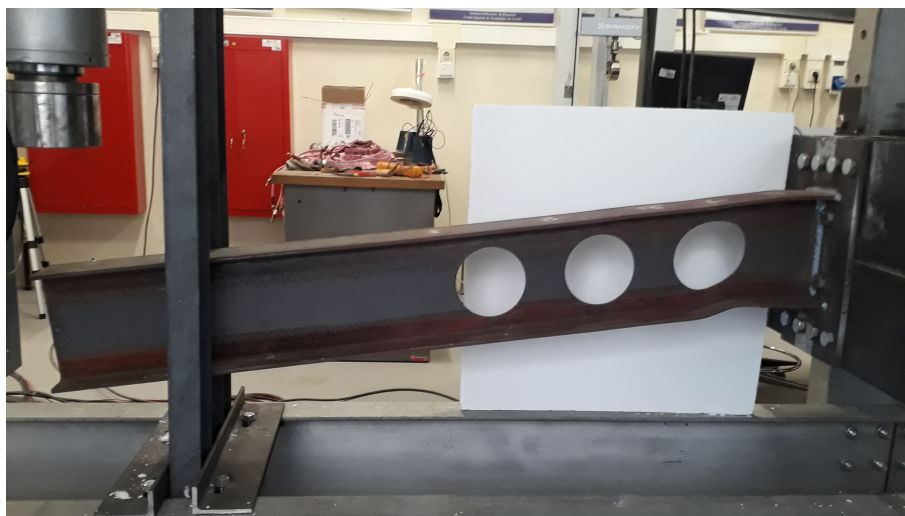
(e) Viga B5 após a realização do ensaio



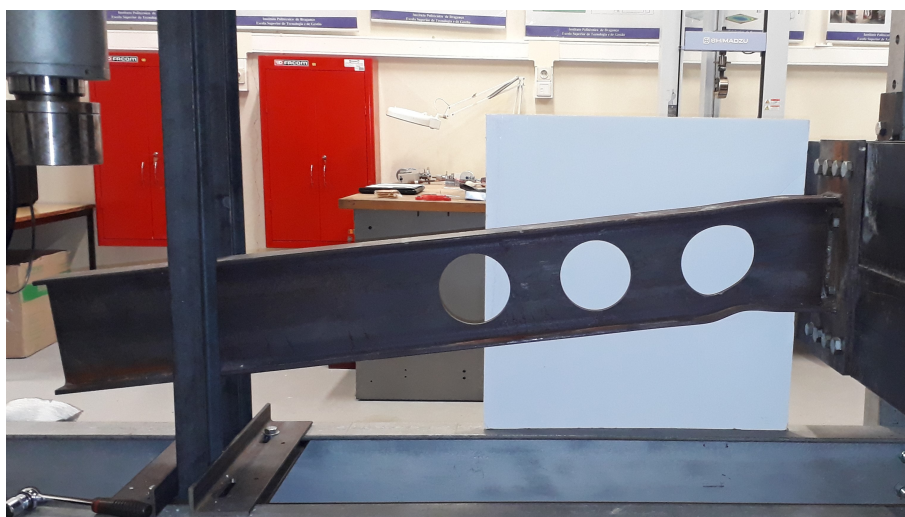
(f) Viga B6 após a realização do ensaio



(g) Viga B7 após a realização do ensaio

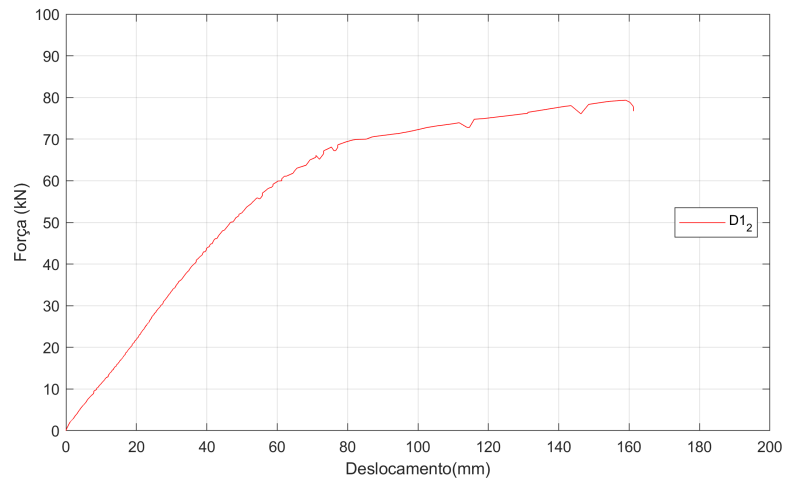


(h) Viga B8 após a realização do ensaio

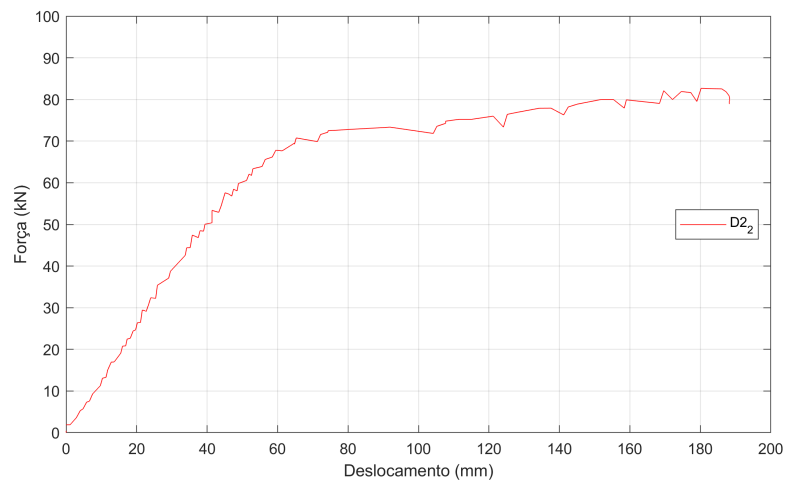


(i) Viga B9 após a realização do ensaio

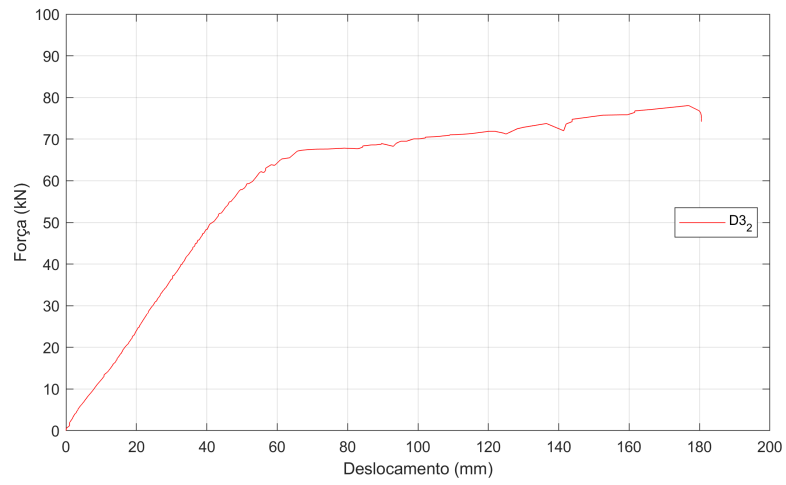
**Figura B.1: Fotografias das vigas ensaiadas após o ensaio.**



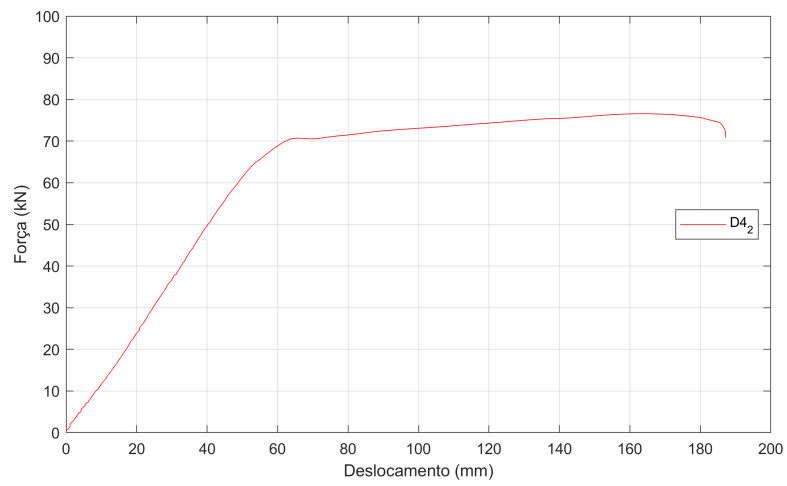
(a) Carga x Deslocamento, Viga B1



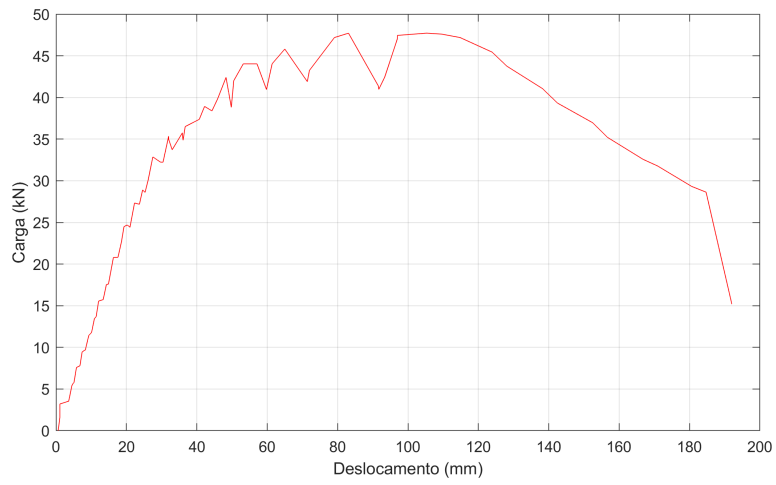
(b) Carga x Deslocamento, Viga B2



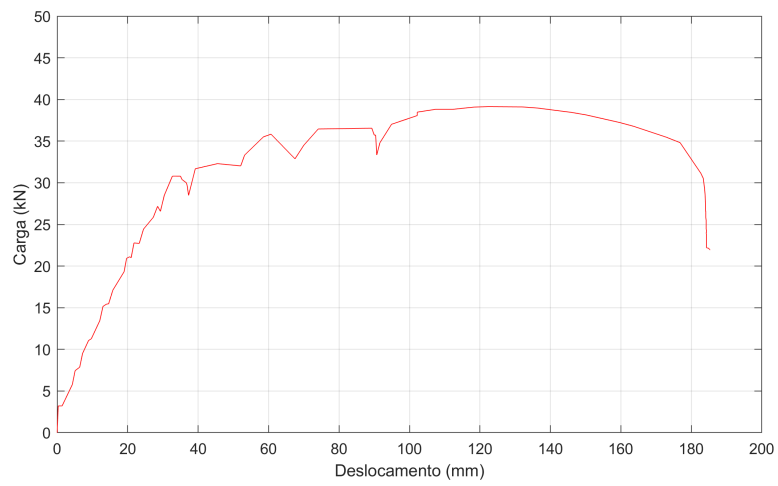
(c) Carga x Deslocamento, Viga B3



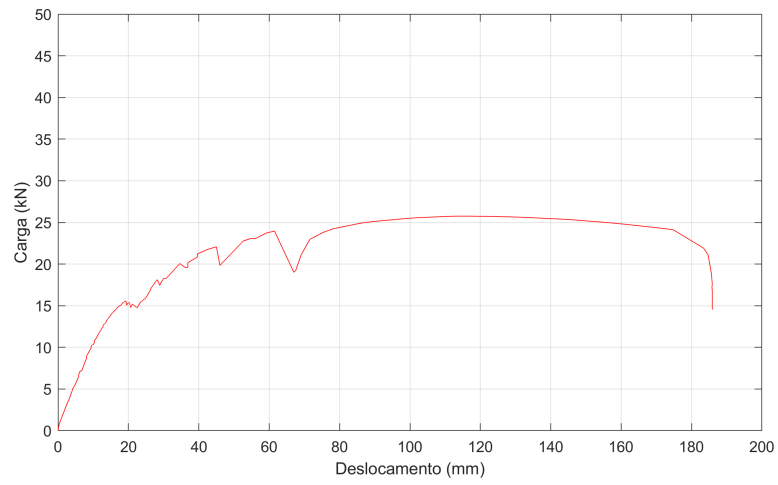
(d) Carga x Deslocamento, Viga B4



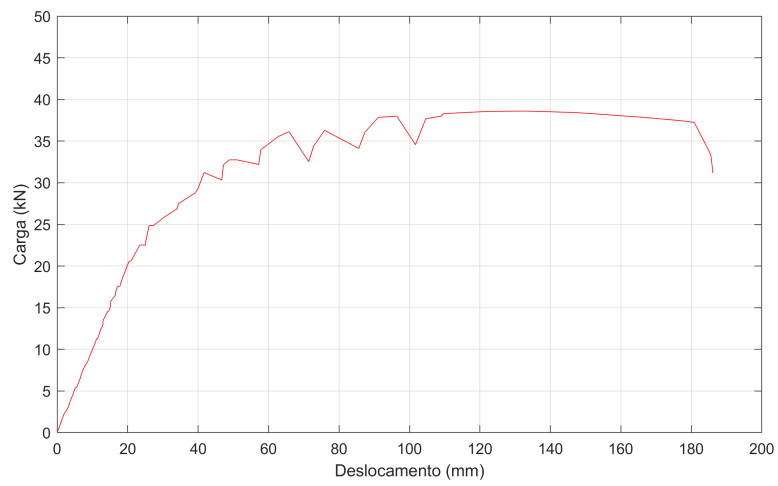
(e) Carga x Deslocamento, Viga B5



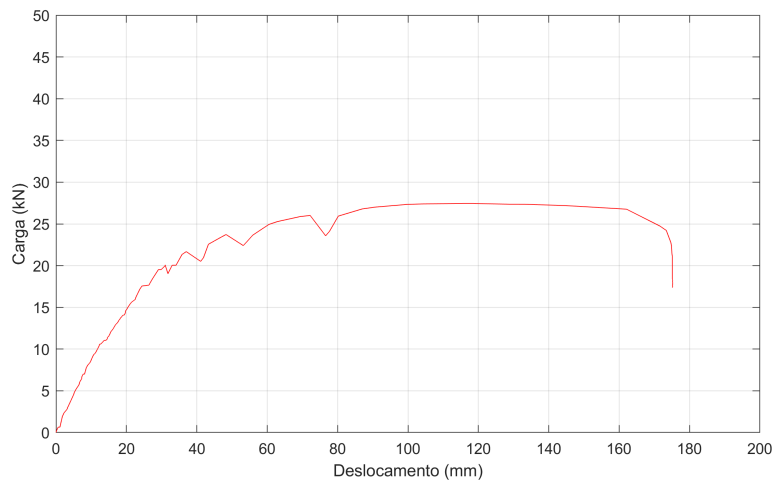
(f) Carga x Deslocamento, Viga B6



(g) Carga x Deslocamento, Viga B7

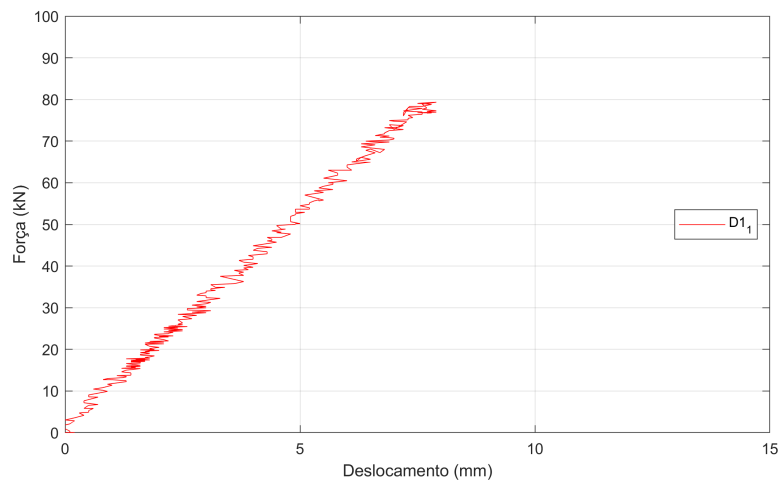


(h) Carga x Deslocamento, Viga B8

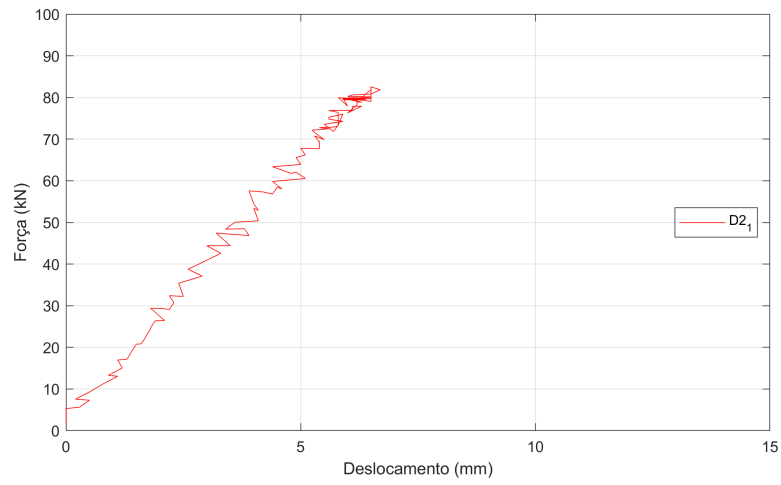


(i) Carga x Deslocamento, Viga B9

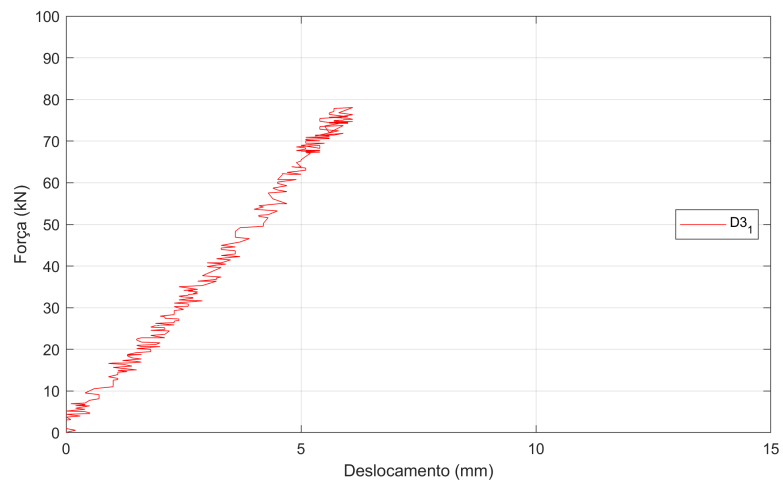
**Figura B.2: Curvas carga x deslocamento experimentais.**



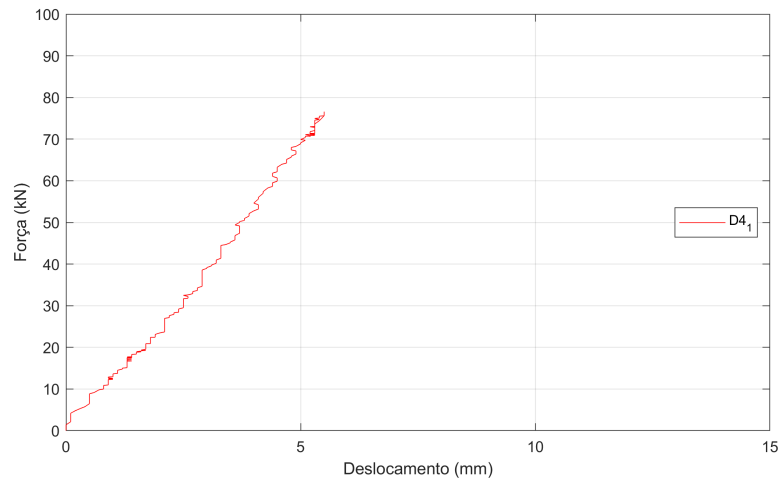
(a) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B1



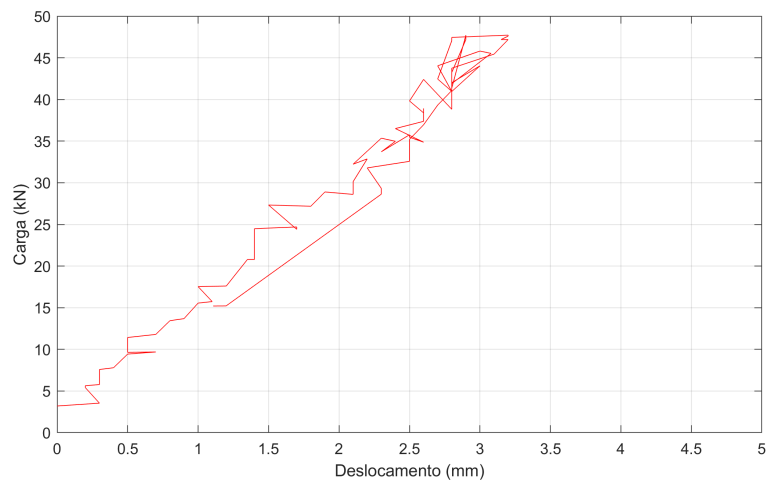
(b) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B2



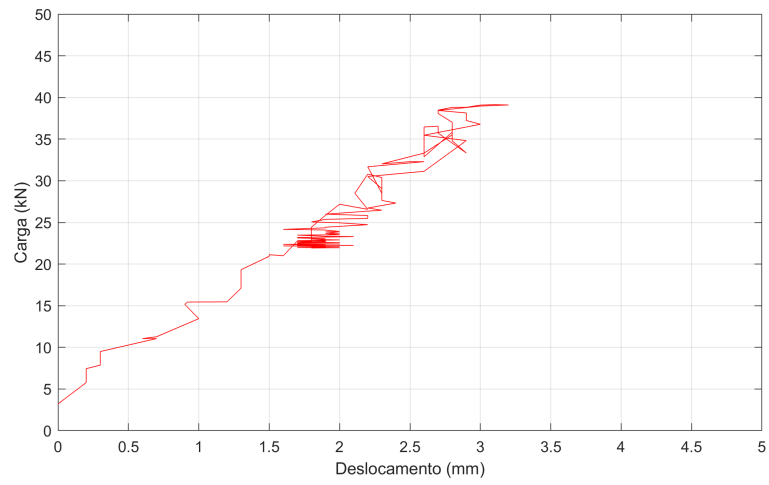
(c) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B3



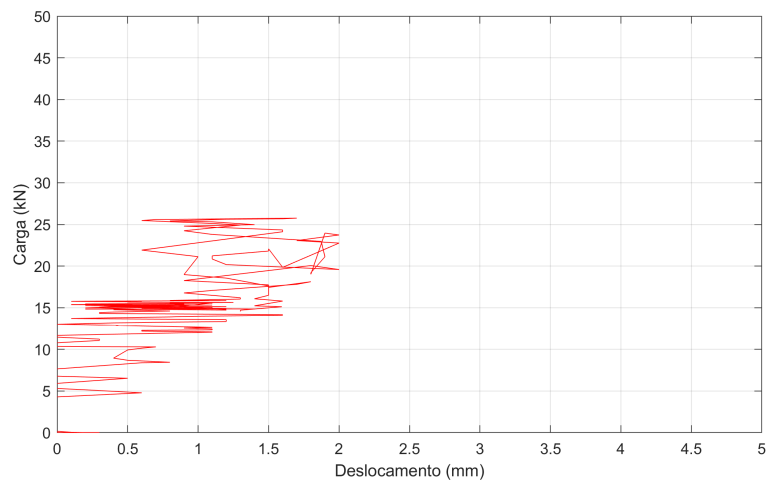
(d) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B4



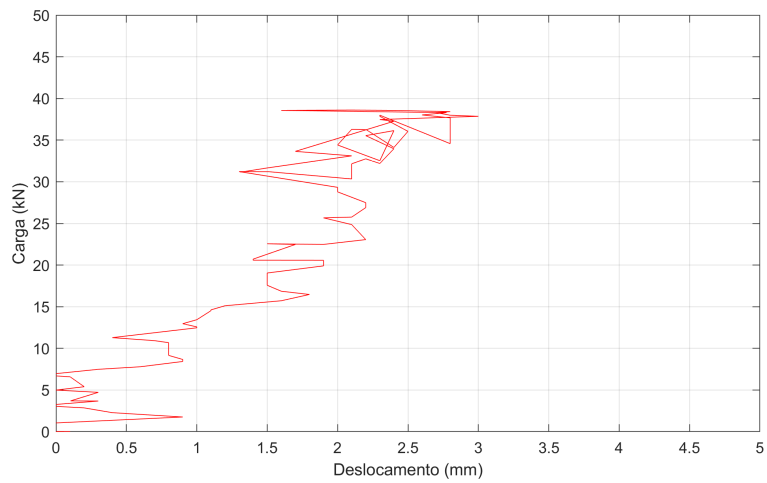
(e) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B5



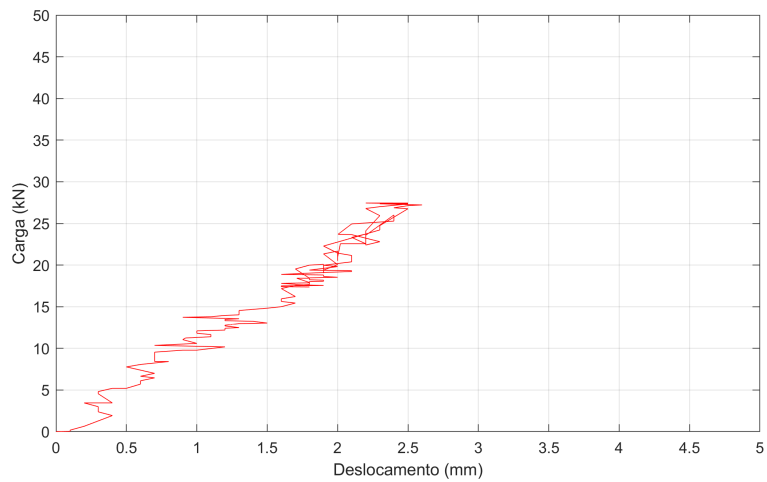
(f) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B6



(g) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B7

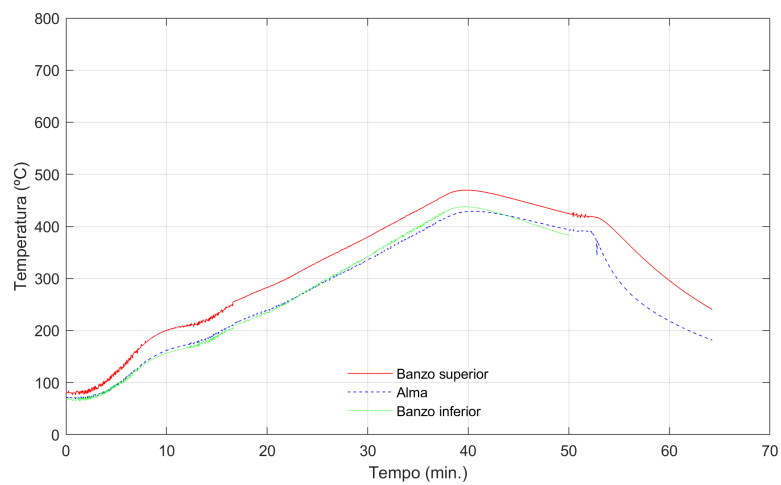


(h) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B8

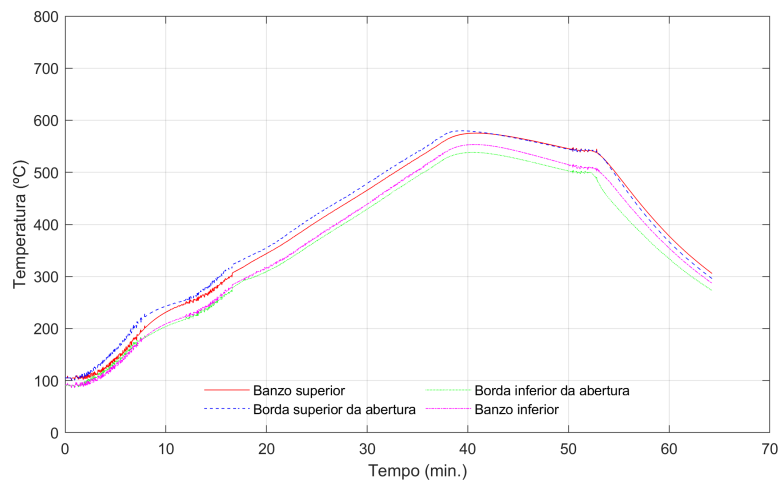


(i) Deslocamento da placa de encastramento da Viga B9

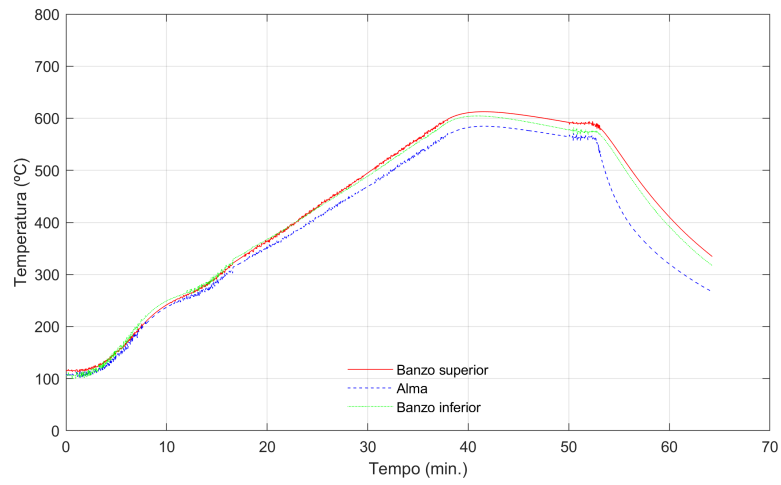
**Figura B.3: Deslocamentos da placa de encastramento registradas experimentalmente.**



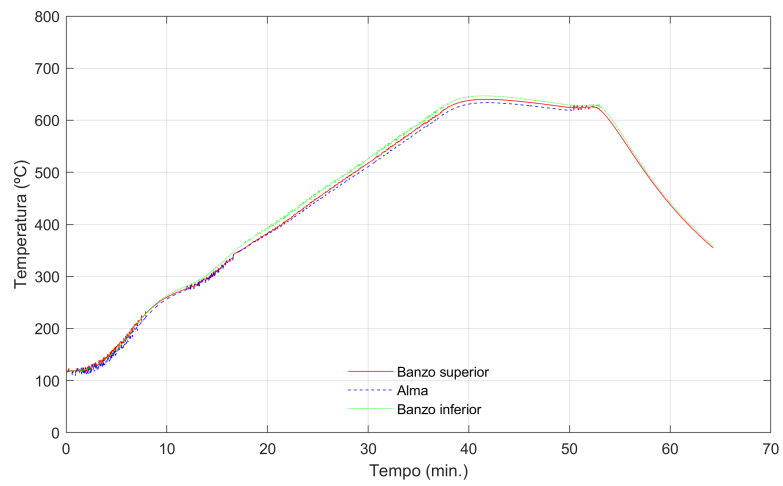
(a) Temperaturas da secção 1, Viga B5



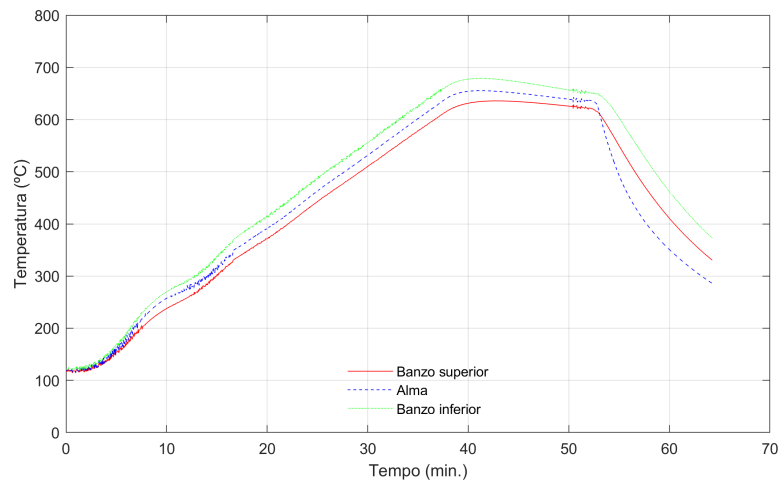
(b) Temperaturas da secção 2, Viga B5



(c) Temperaturas da secção 3, Viga B5

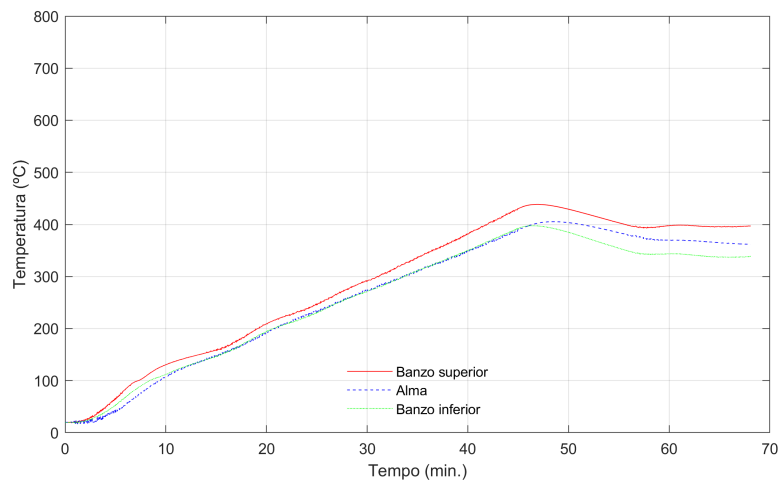


(d) Temperaturas da secção 4, Viga B5

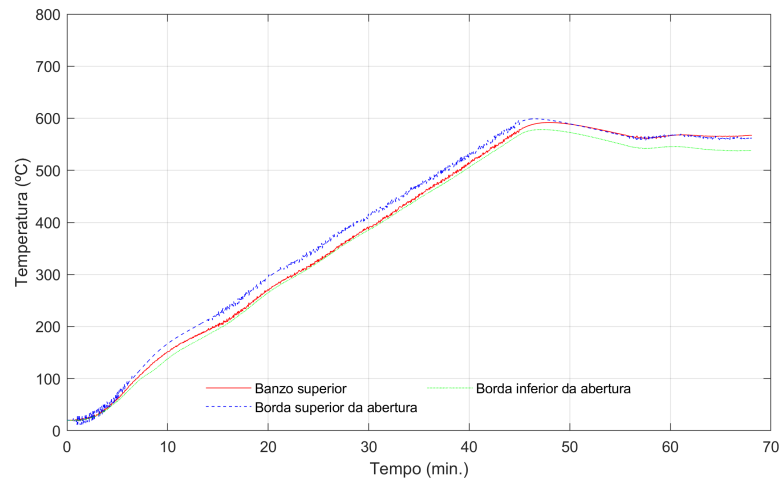


(e) Temperaturas da secção 5, Viga B5

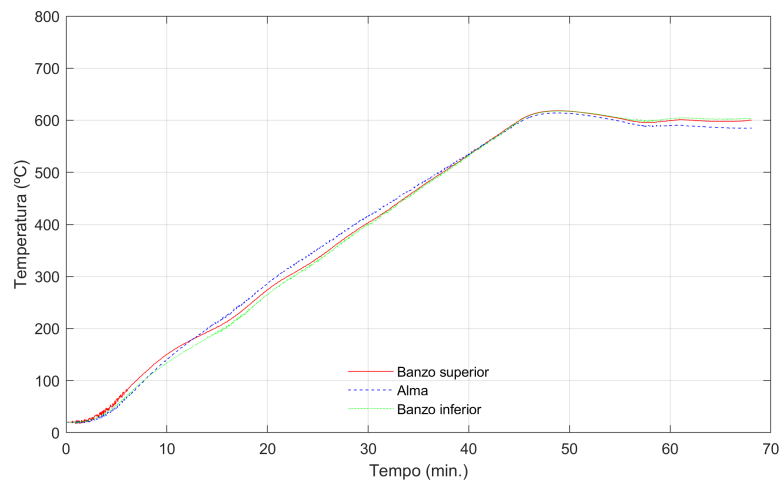
Figura B.4: Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B5.



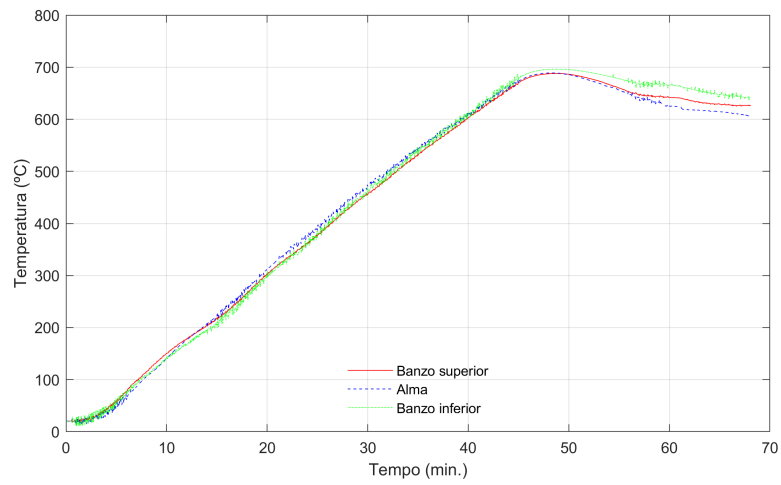
(a) Temperaturas da secção 1, Viga B6



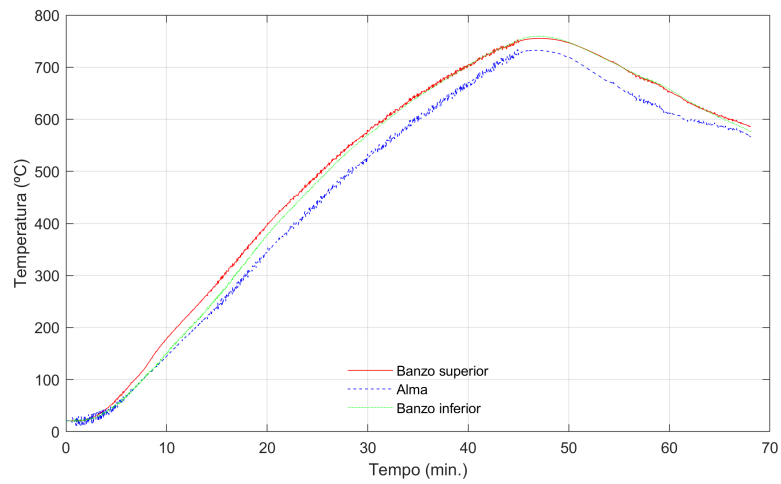
(b) Temperaturas da secção 2, Viga B6



(c) Temperaturas da secção 3, Viga B6

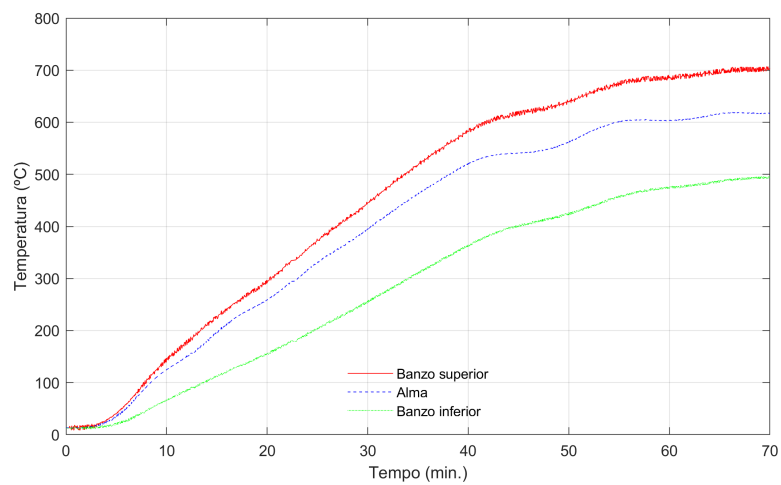


(d) Temperaturas da secção 4, Viga B6

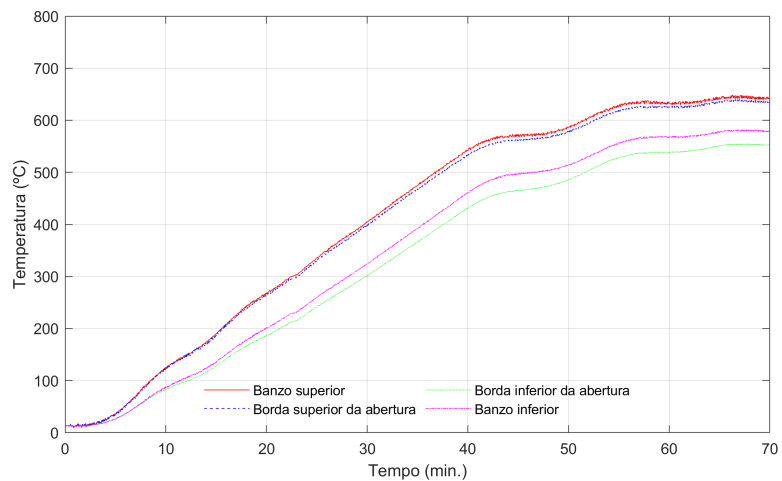


(e) Temperaturas da secção 5, Viga B6

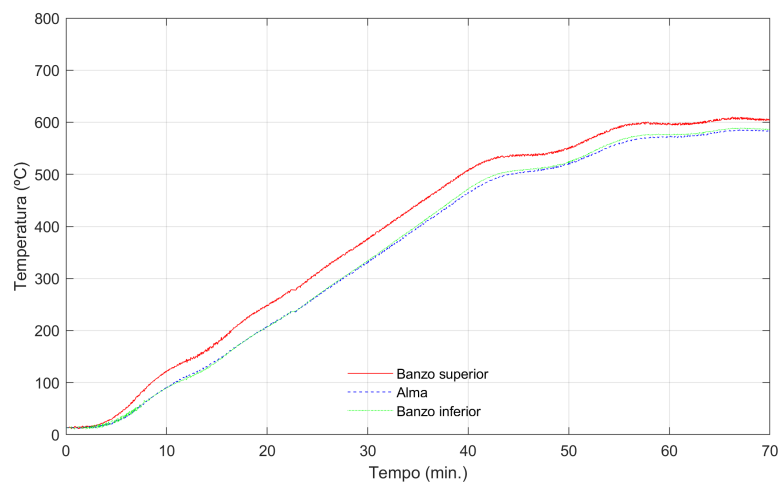
**Figura B.5: Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B6.**



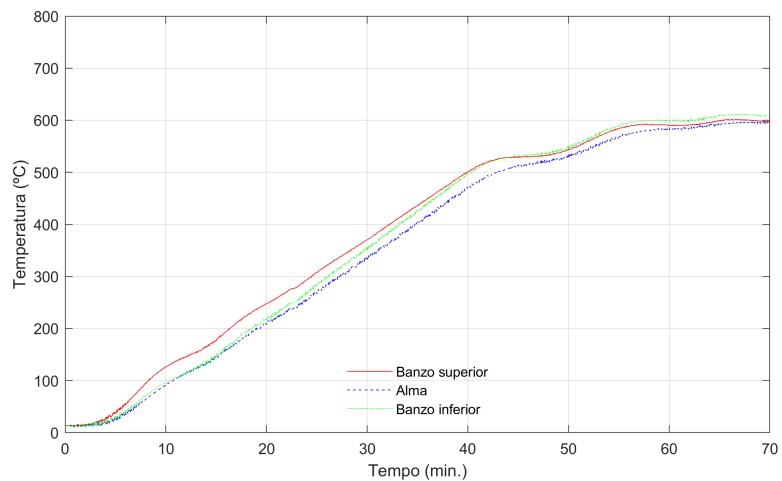
(a) Temperaturas da secção 1, Viga B7



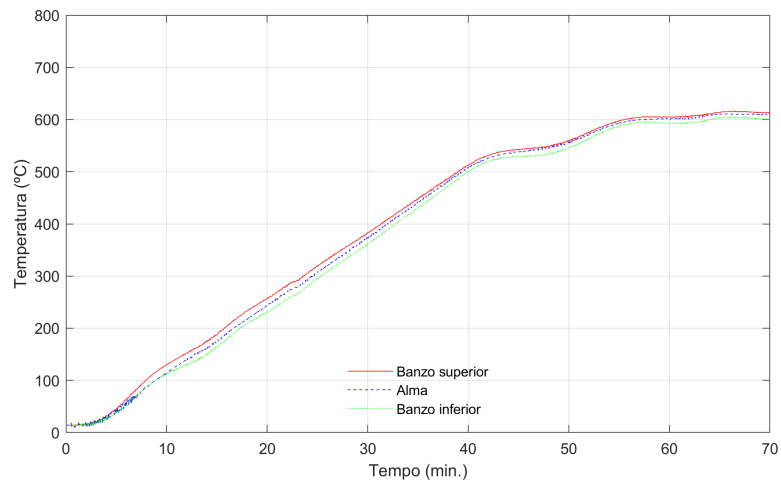
(b) Temperaturas da secção 2, Viga B7



(c) Temperaturas da secção 3, Viga B7

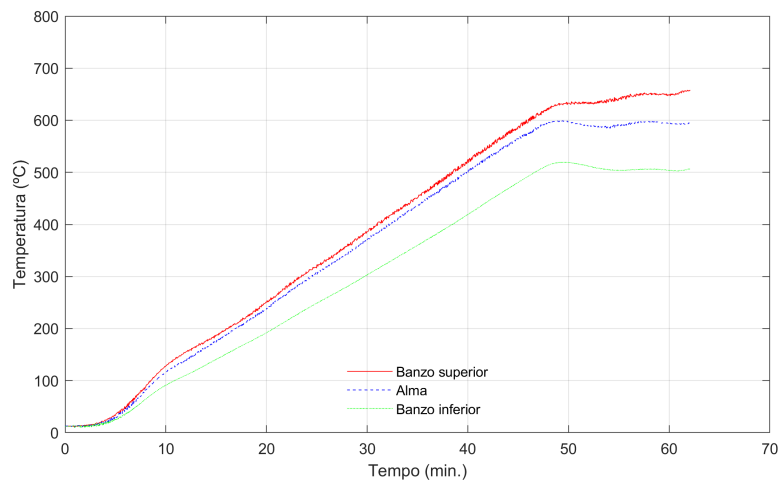


(d) Temperaturas da secção 4, Viga B7

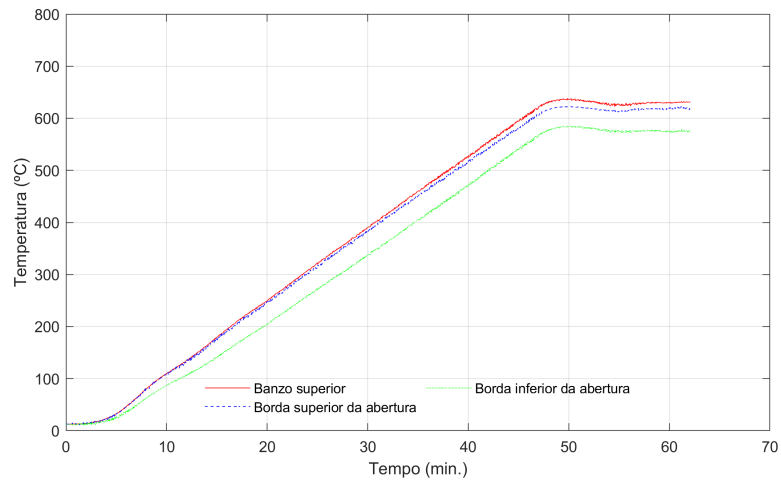


(e) Temperaturas da secção 5, Viga B7

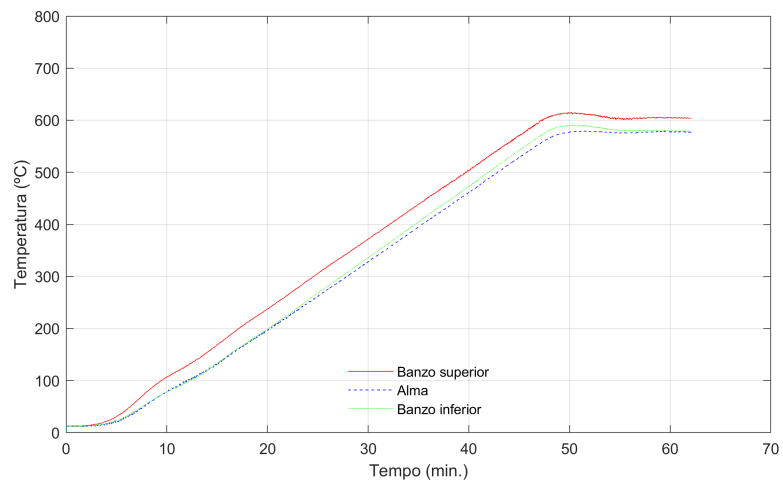
Figura B.6: Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B7.



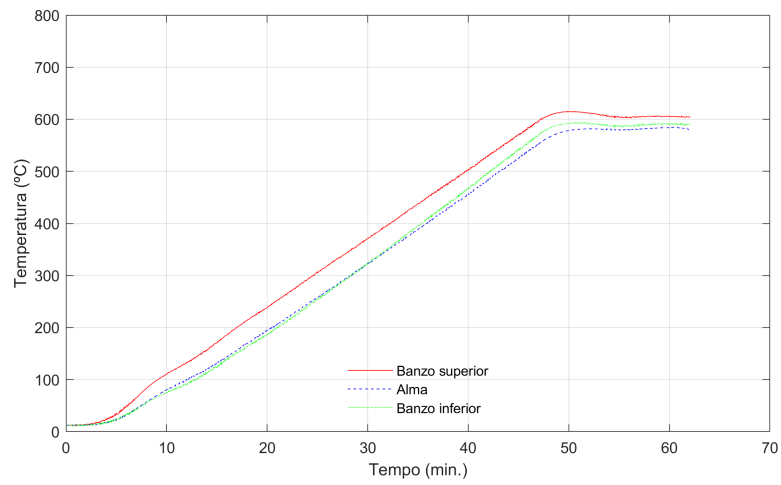
(a) Temperaturas da secção 1, Viga B8



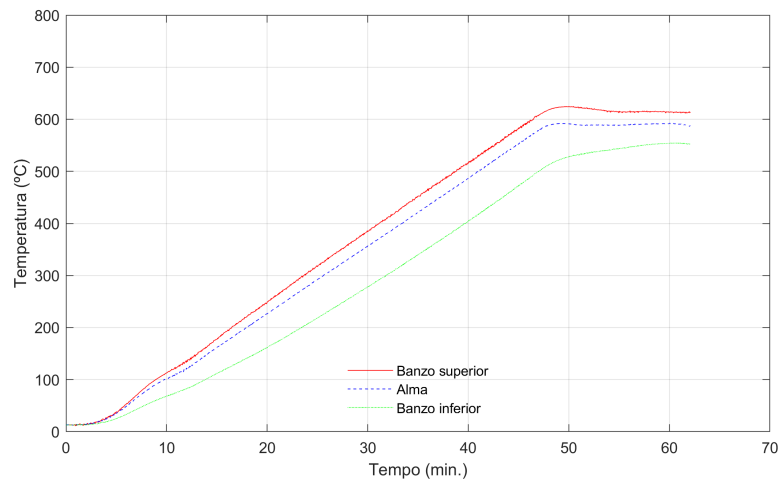
(b) Temperaturas da secção 2, Viga B8



(c) Temperaturas da secção 3, Viga B8

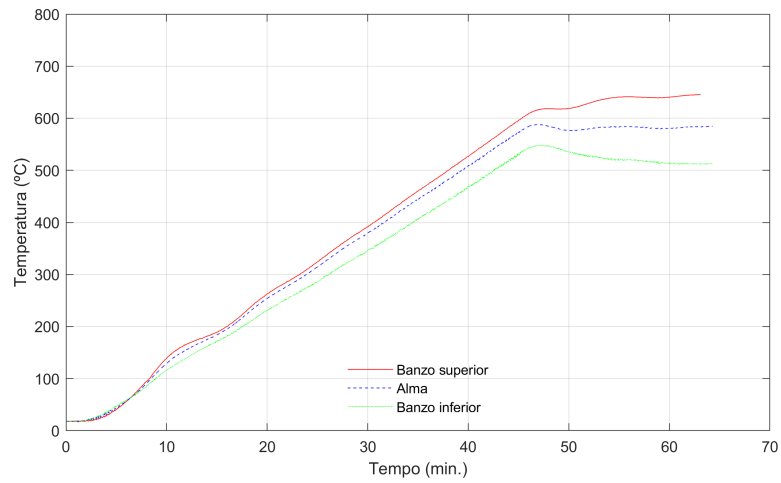


(d) Temperaturas da secção 4, Viga B8

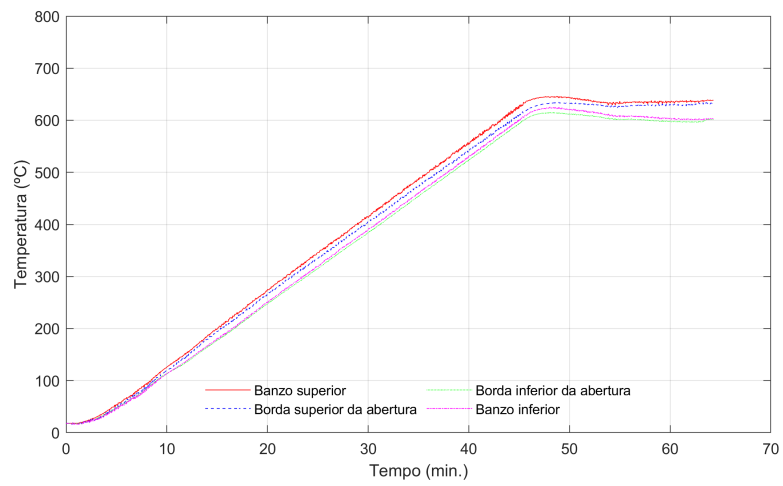


(e) Temperaturas da secção 5, Viga B8

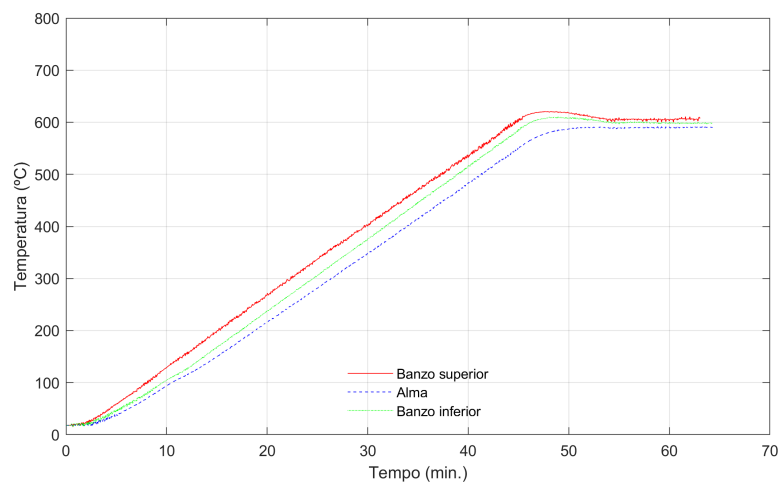
**Figura B.7: Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B8.**



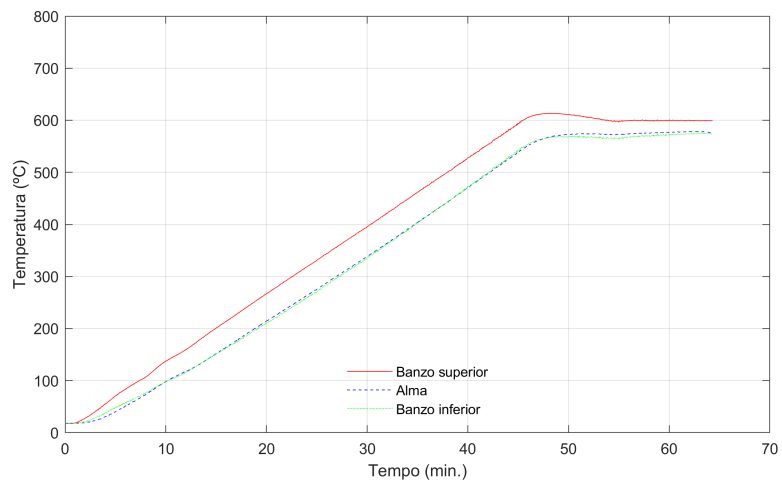
(a) Temperaturas da secção 1, Viga B9



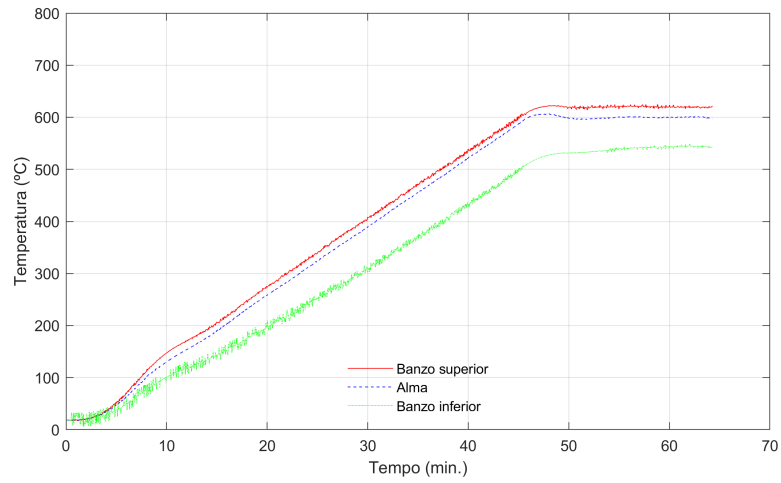
(b) Temperaturas da secção 2, Viga B9



(c) Temperaturas da secção 3, Viga B9



(d) Temperaturas da secção 4, Viga B9

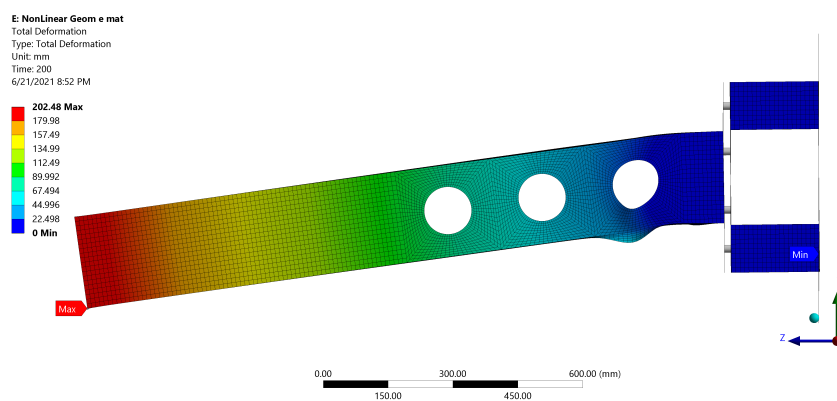


(e) Temperaturas da secção 5, Viga B9

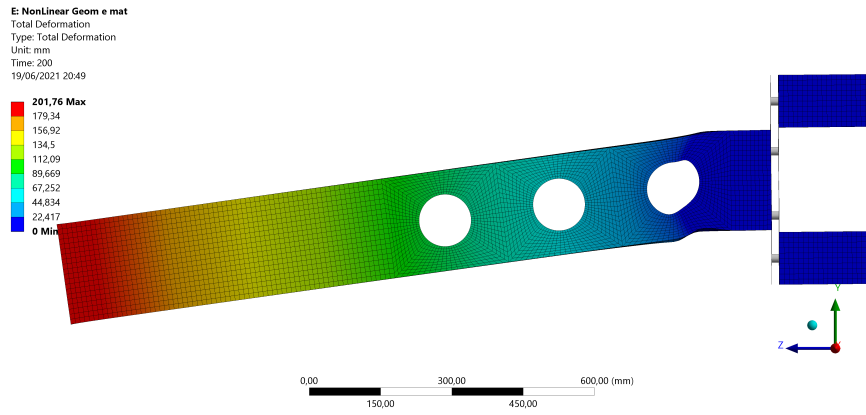
**Figura B.8: Distribuição de temperaturas nas secções da Viga B9.**

# Apêndice C

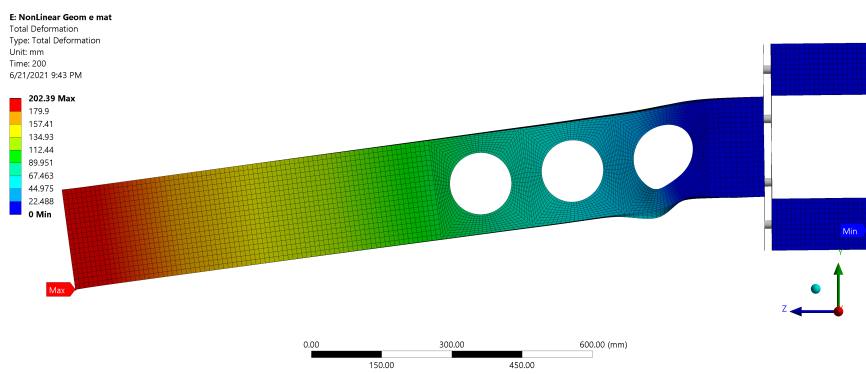
## Resultados numéricos



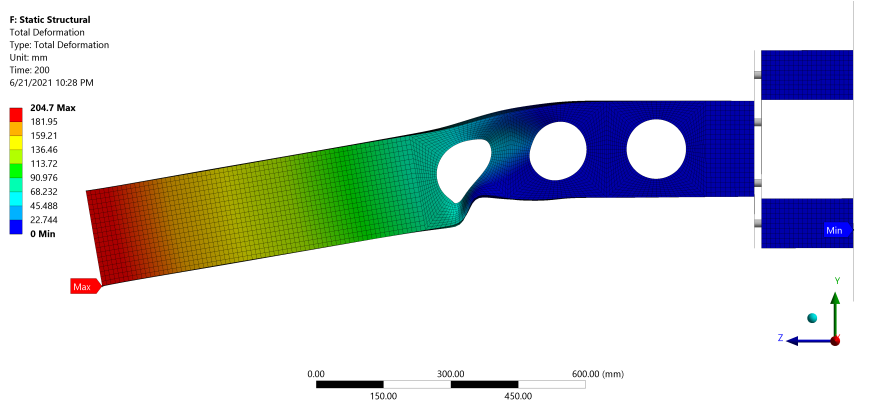
(a) Viga B2 deformada



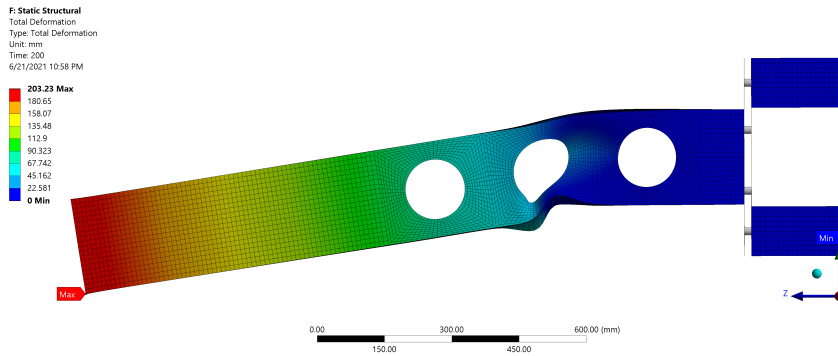
(b) Viga B3 deformada



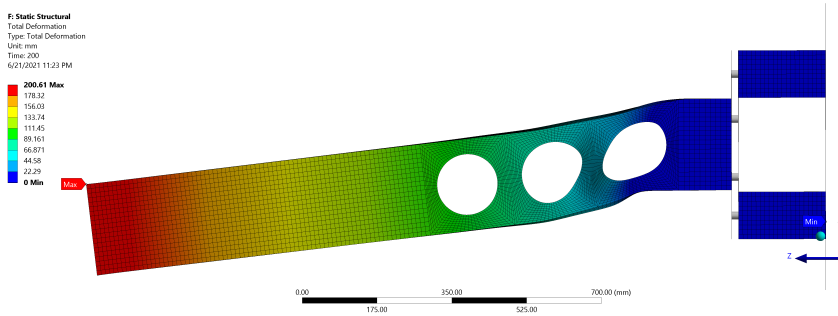
(c) Viga B4 deformada



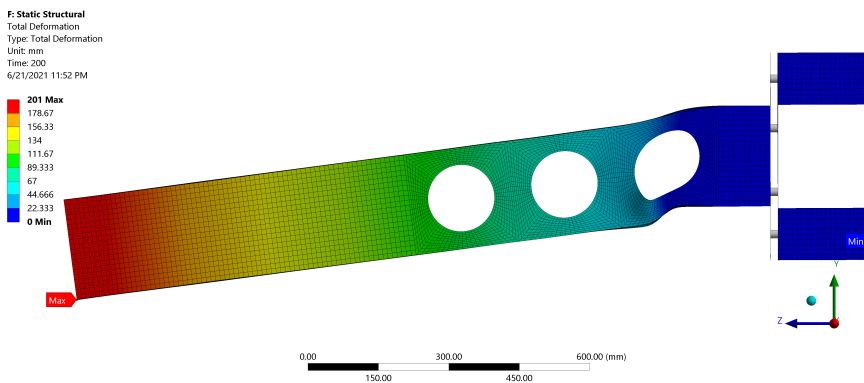
(d) Viga B5 deformada



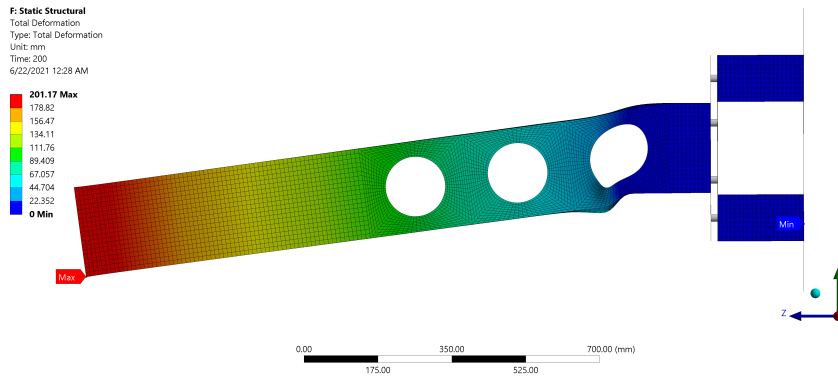
(e) Viga B6 deformada



(f) Viga B7 deformada

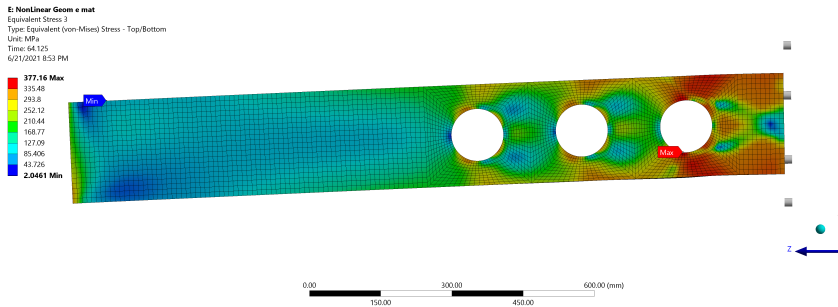


(g) Viga B8 deformada

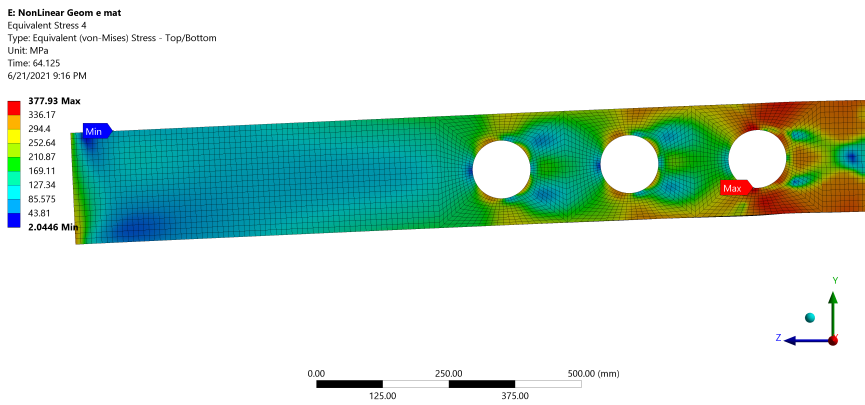


(h) Viga B9 deformada

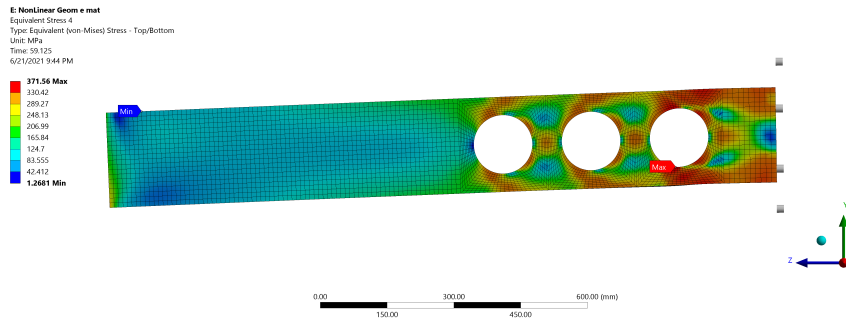
Figura C.1: Deformações obtidas numericamente para as vigas ensaiadas.



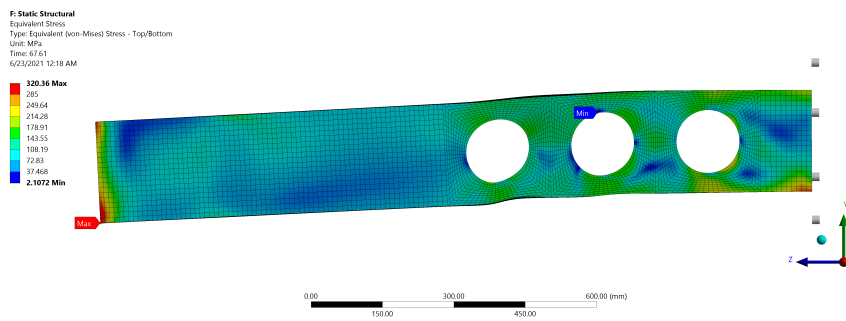
(a) Tensões da Viga B2 no momento do colapso



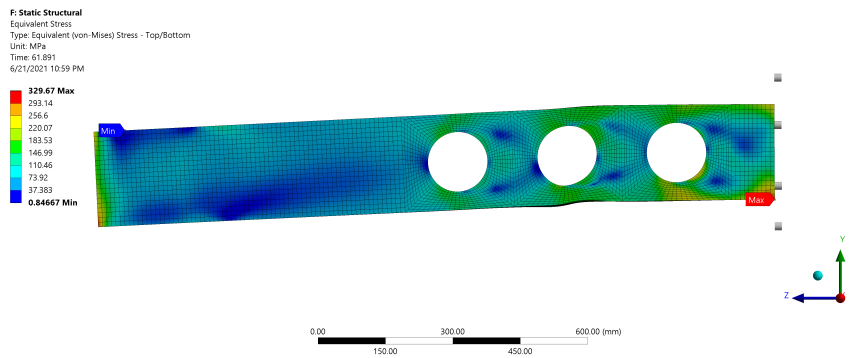
(b) Tensões da Viga B3 no momento do colapso



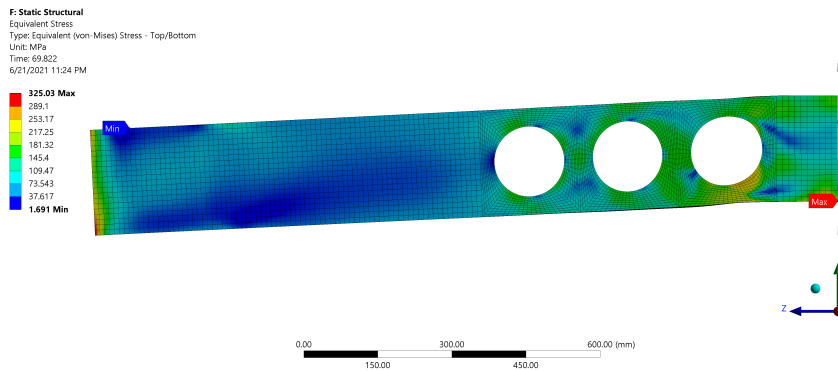
(c) Tensões da Viga B4 no momento do colapso



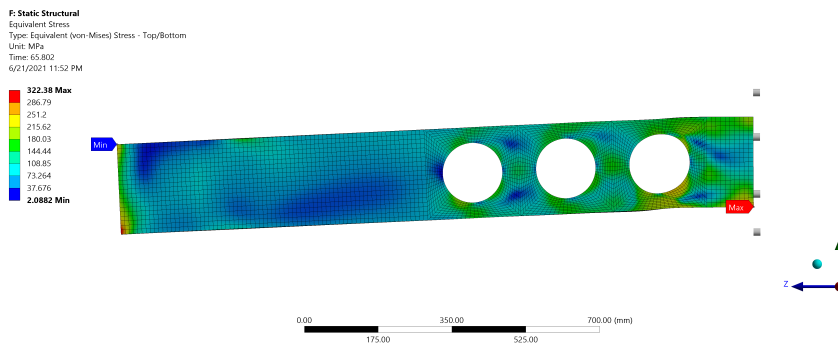
(d) Tensões da Viga B5 no momento do colapso



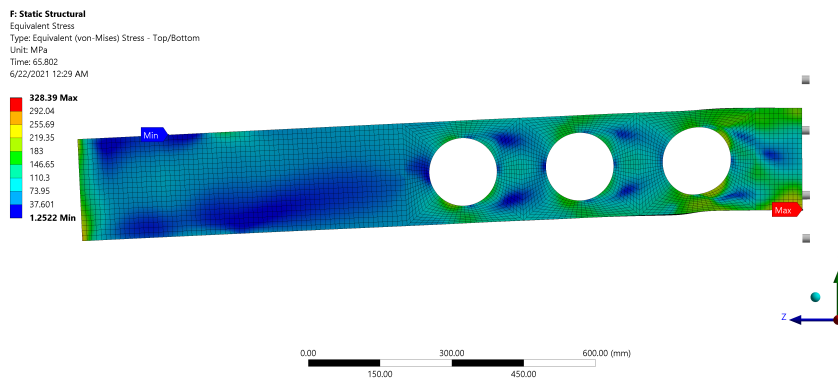
(e) Tensões da Viga B6 no momento do colapso



(f) Tensões da Viga B7 no momento do colapso

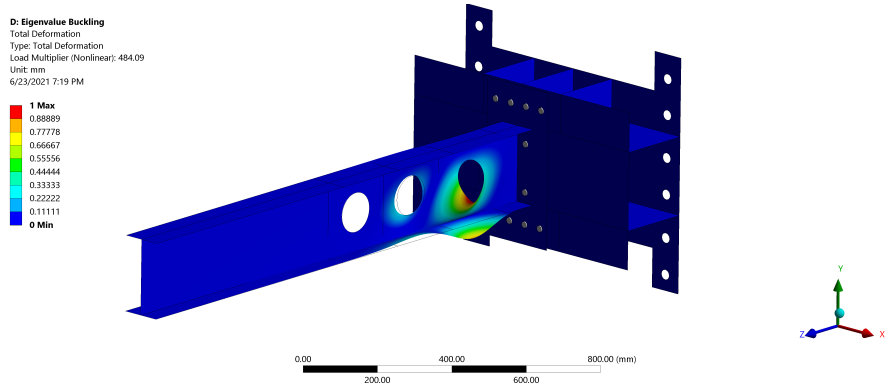


(g) Tensões da Viga B8 no momento do colapso

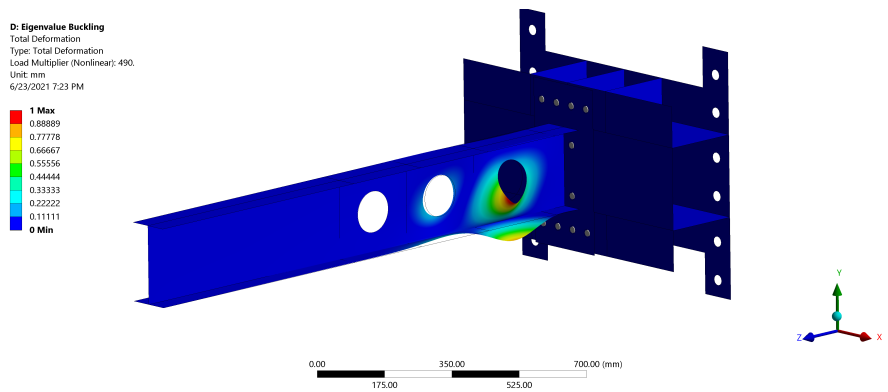


(h) Tensões da Viga B9 no momento do colapso

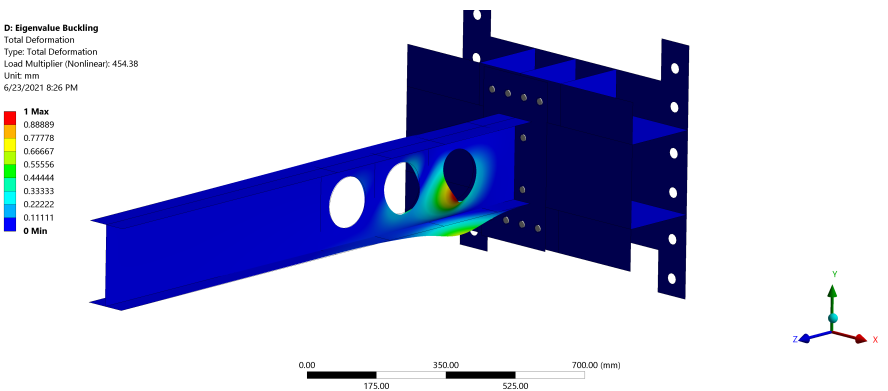
**Figura C.2: Distribuição de tensões nas vigas alveolares.**



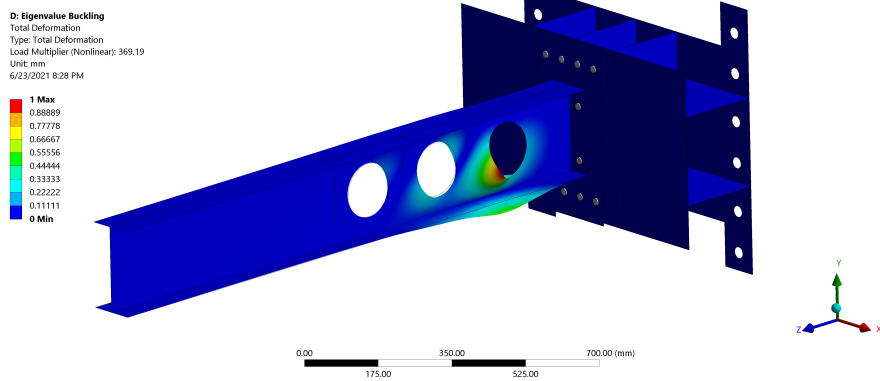
(a) Primeiro modo de falha da Viga B2



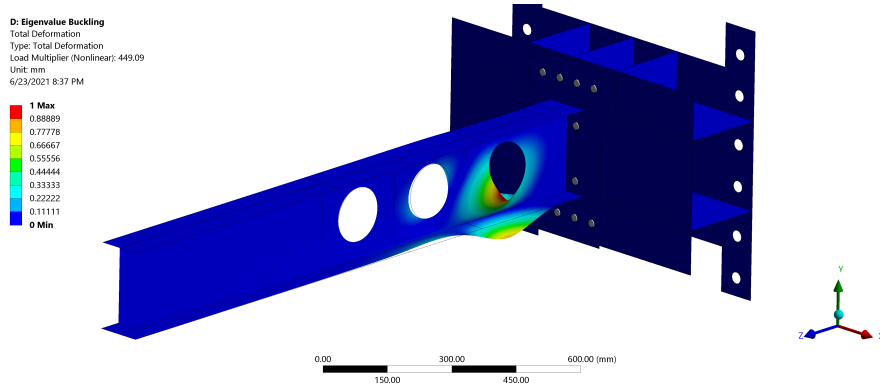
(b) Primeiro modo de falha da Viga B3



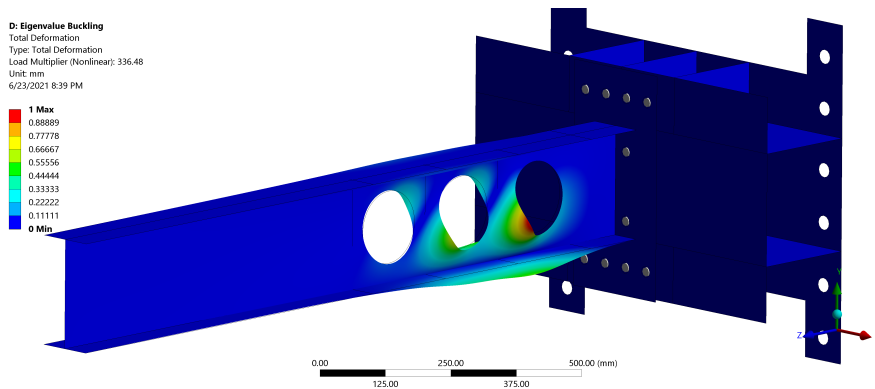
(c) Primeiro modo de falha da Viga B4



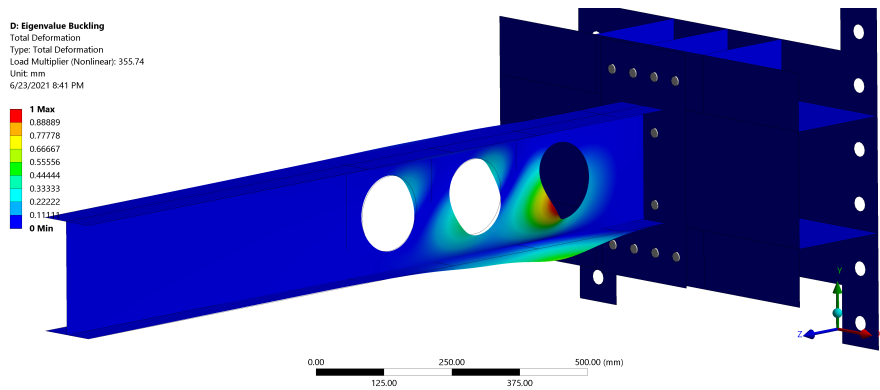
(d) Primeiro modo de falha da Viga B5



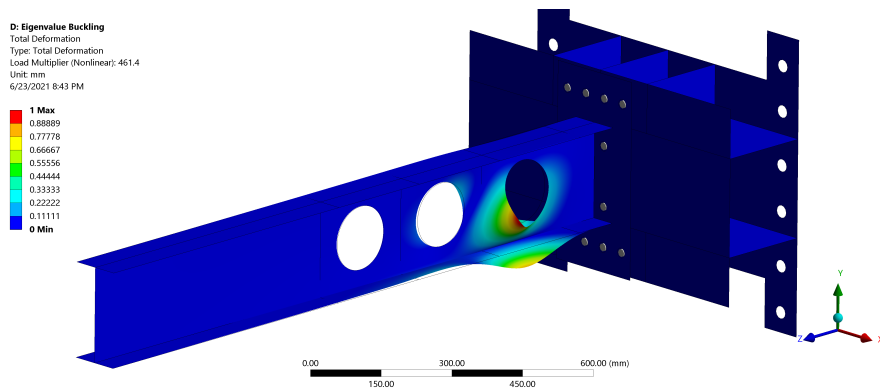
(e) Primeiro modo de falha da Viga B6



(f) Primeiro modo de falha da Viga B7

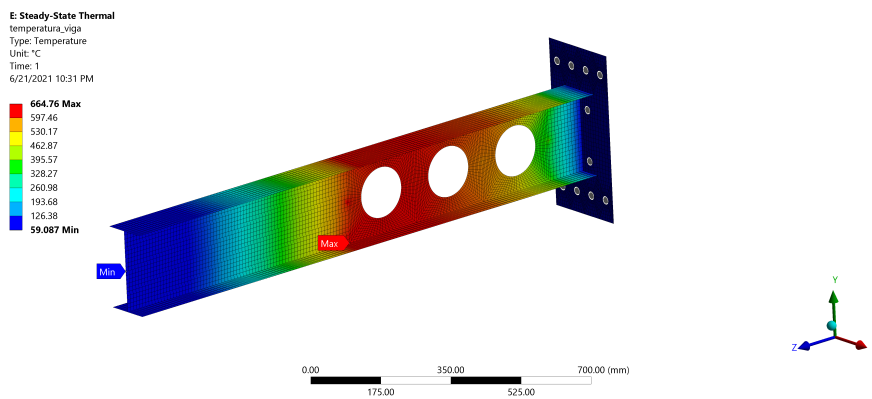


(g) Primeiro modo de falha da Viga B8

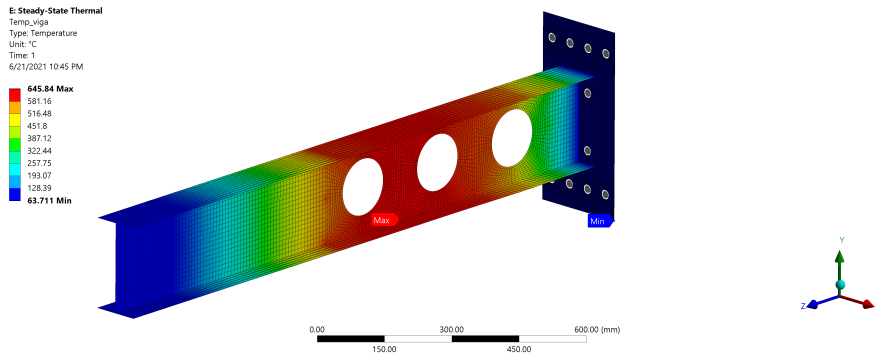


(h) Primeiro modo de falha da Viga B9

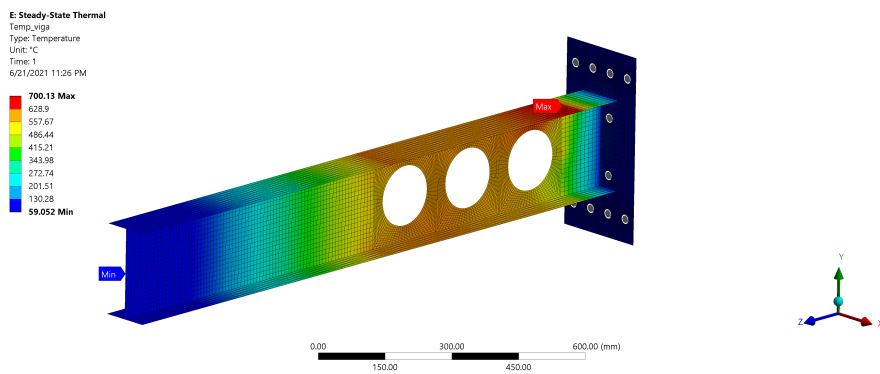
Figura C.3: Primeiro modo de falha para as vigas alveolares ensaiadas.



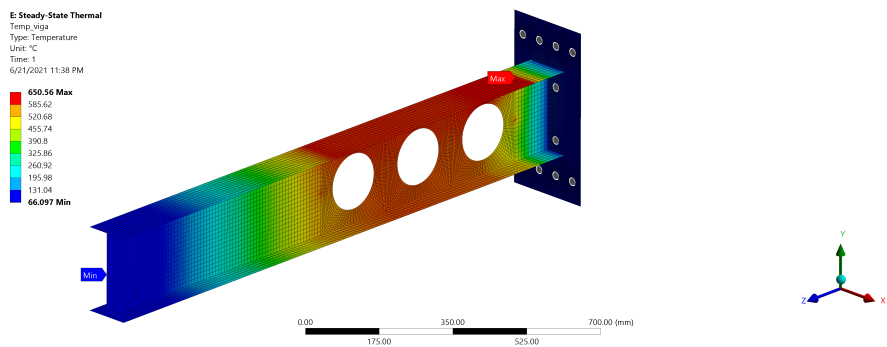
(a) Distribuição de temperaturas na Viga B5



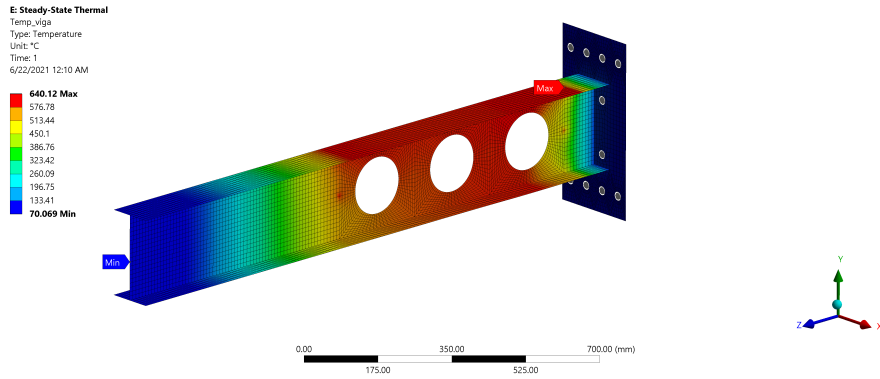
(b) Distribuição de temperaturas na Viga B6



(c) Distribuição de temperaturas na Viga B7

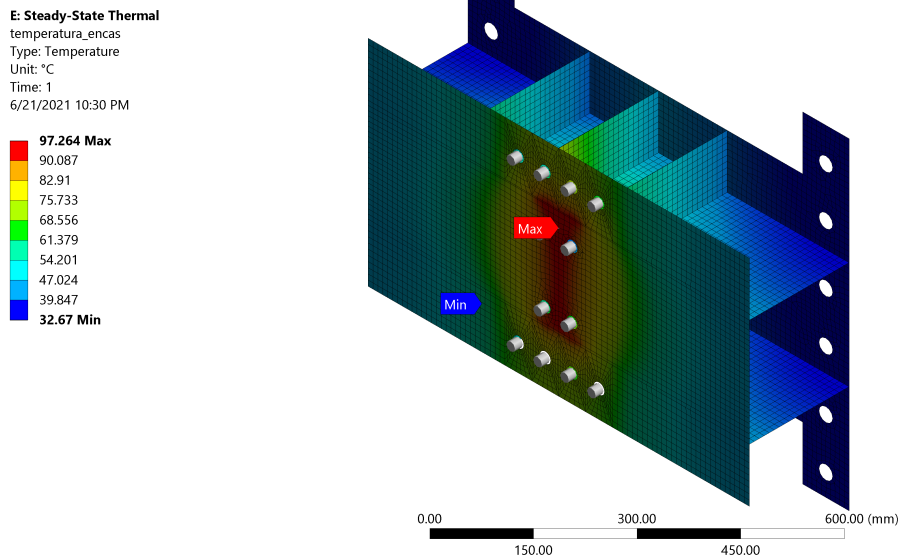


(d) Distribuição de temperaturas na Viga B8

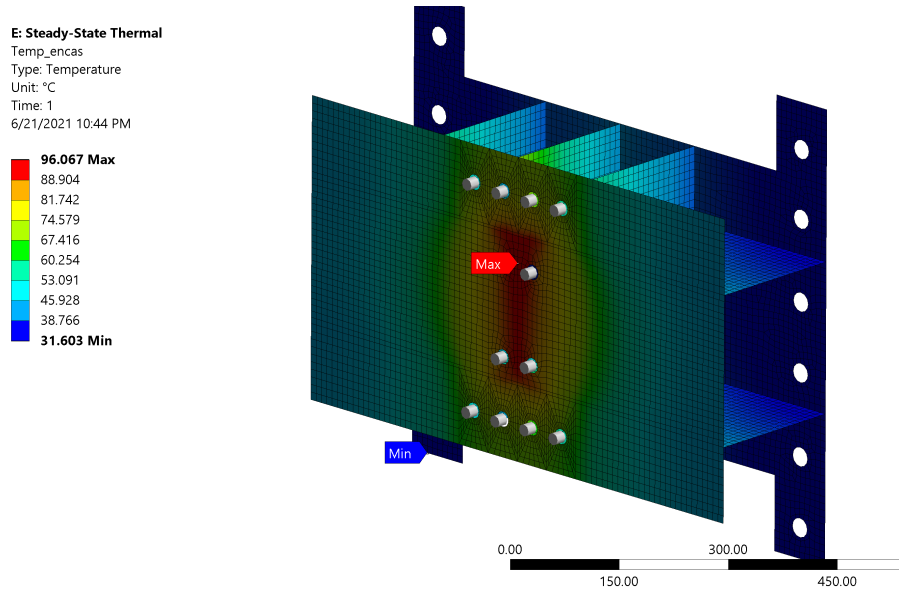


(e) Distribuição de temperaturas na Viga B9

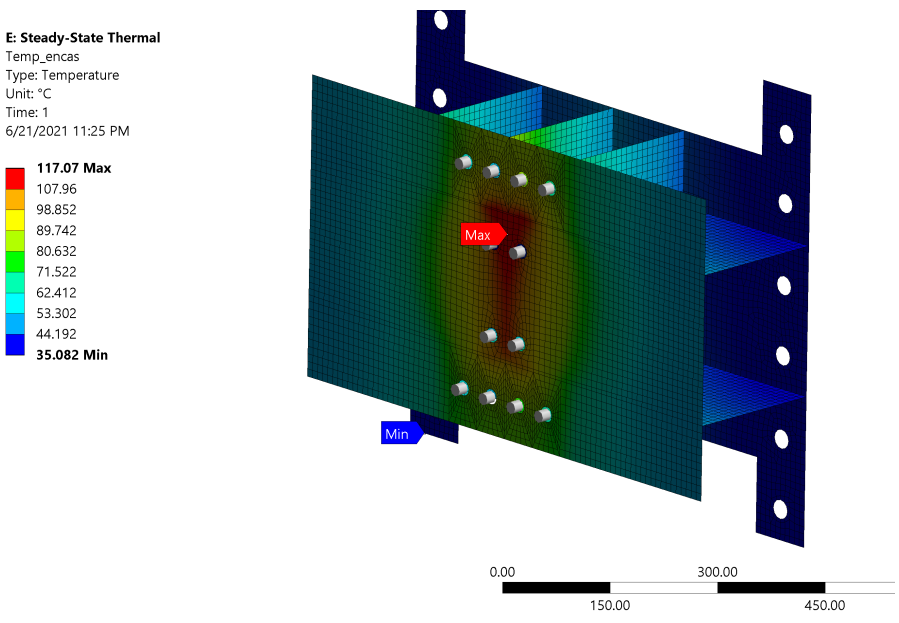
Figura C.4: Distribuição de temperaturas nas vigas alveolares ensaiadas a temperatura elevada.



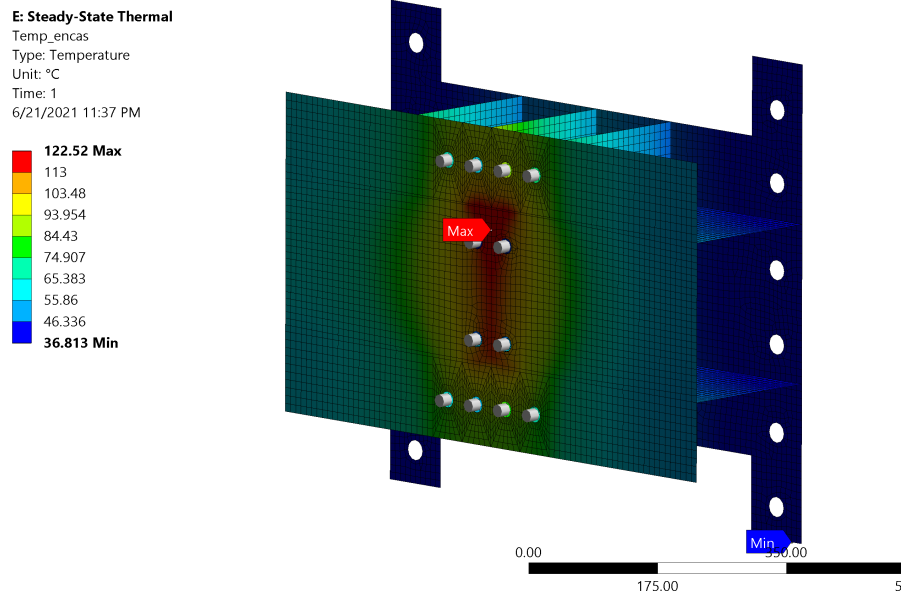
(a) Distribuição de temperaturas na placa de encastramento da Viga B5



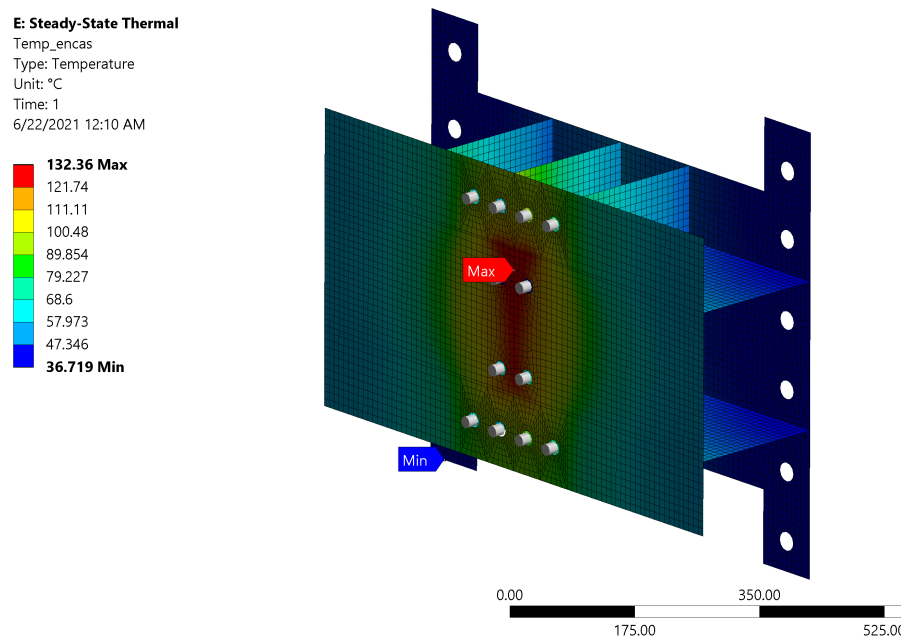
(b) Distribuição de temperaturas na placa de encastramento da Viga B6



(c) Distribuição de temperaturas na placa de encastramento da Viga B7



(d) Distribuição de temperaturas na placa de encastramento da Viga B8



(e) Distribuição de temperaturas na placa de encastramento da Viga B9

**Figura C.5: Distribuição de temperaturas na placa de encastramento das vigas alveolares ensaiadas a temperatura elevada.**