

# ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Gabriel de Freitas Barboza

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em:  
**Engenharia Industrial, Ramo Engenharia Mecânica**

Fevereiro de 2023

# ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Gabriel de Freitas Barboza

Dissertação apresentada à Escola Superior de Tecnologia e Gestão do Instituto Politécnico de Bragança para obtenção do **Grau de Mestre em Engenharia Instrudial, Ramo Engenharia Mecânica** no âmbito da **Dupla Diplomação** com a Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Orientador do Instituto Politécnico de Bragança:

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

Orientador da Universidade Tecnológica Federal do Paraná:

**Prof. Dr. Rodrigo Villaca Santos**

Fevereiro de 2023

*Dedico esse trabalho à minha família e amigos.*

# Agradecimentos

Primeiramente, agradeço aos meus pais **Edson** e **Lecione** pelo apoio dado em toda minha trajetória acadêmica, profissional, e principalmente, pessoal, sem vocês nada disso seria possível. Também agradeço à toda minha família, em especial, meus tios e tias por sempre incentivarem e apoiarem à minha trajetória acadêmica.

Aos meus amigos que fiz durante meu período de graduação em Ponta Grossa os meus agradecimentos pelo apoio e incentivo. Agradeço imensamente aos meus amigos que fiz ao morar na Irlanda, vocês foram essenciais no meu desenvolvimento como pessoa. Aos meus amigos de Portugal, que se tornaram uma família, especialmente, os meus queridos amigos com quem compartilhei casa, vocês foram importantíssimos nesse trajeto, sem vocês as coisas seriam mais difíceis e sem graças.

Agradeço ao meu professor e orientador Luis Mesquita, por todo conhecimento, paciência e dedicação que mostrou durante todo o desenvolvimento do trabalho.

Agradeço à UTFPR, por oferecer várias oportunidades de desenvolvimento profissional e pessoal, principalmente, o programa de dupla de diplomação. Aos meus professores por todo o conhecimento oferecido ao longo do meu período acadêmico, sendo fundamental para o meu desenvolvimento profissional, especialmente, o meu coorientador e professor Rodrigo Villaca.

# Resumo

Vigas alveolares são caracterizadas por furações no montante de alma, com isso, é possível utilizar as furações para passagem de dutos e tubulações, ainda, esse tipo de viga conta com um aumento de resistência à flexão, ao compará-la com a viga sólida de origem. Contudo, a descontinuidade no montante de alma modifica os modos de instabilidade e resistência da seção transversal da viga. Sendo assim, o presente trabalho realiza uma análise numérica em vigas alveolares, afim de entender o comportamento da seção transversal e modos de instabilidade, principalmente, o mecanismo de Vierendeel em vigas 6m de comprimento, variando o diâmetro do furo, altura da seção transversal e o espaçamento entre as furações, ainda, avalia-se o efeito de dois tipos de carregamento, distribuído e pontual, bem como, a influência da temperatura na resistência da viga alveolar, para tal, são analisadas vigas com temperaturas de  $400^{\circ}C$  e  $700^{\circ}C$ . São realizadas 810 análises numéricas utilizando o software *Ansys Workbench*, contabilizando imperfeições geométricas, de material e tensões residuais, os resultados foram comparados com as metodologias de verificação de segurança ao mecanismo de Vierendeel, descritas no *Eurocode 3* [1] e por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2]. Desse modo, avaliou-se que as verificações de segurança conseguem prever o comportamento do modo de instabilidade com maior precisão à medida em que o Tê diminui, porém, o *Eurocode 3* [1] apresenta um comportamento mais conservativo para esses casos. Para grandes Tês as metodologias não garantem segurança às amostras estudadas, além de vigas que apresentam interação entre o mecanismo de Vierendeel e encurvadura do montante da alma, assim, colapsando dentro da área de segurança. Constatou-se que o mecanismo de Vierendeel é mais sensível

ao esforço de corte, com isso, vigas sob carregamento distribuído apresentaram instabilidade nos furos mais próximos ao apoio, já o carregamento pontual o colapso se deu nos furos adjacentes ao ponto de aplicação da carga. Temperaturas elevadas não alteraram os modos de colapso das vigas estudadas, porém, as equações de segurança ao mecanismo de Vierendeel tiveram os seus desempenhos reduzidos, especialmente, para temperaturas de  $400^{\circ}C$ .

**Palavras-chave:** Vigas alveolares, Mecanismo de Vierendeel, Resistência em temperaturas elevadas, Modelagem numérica.

# Abstract

Cellular beams are known for their web openings, which are used for passing pipes and tubes through them, also, it has a higher flexure resistance compared to the original solid beam. However, the presence of openings in the web changes its collapse modes. Thus, the present work aims the understanding the changes in the collapse modes due to geometric parameters and load type, especially, the Vierendeel mechanism in 6 meters long beams, varying its diameter, heights and spacing between openings, under a distributed and concentrated load, in addition, evaluating high-temperature effects, in this way, studying beams at  $400^{\circ}C$  and  $700^{\circ}C$ . Total of 810 numerical models were developed on *Ansys Workbench*, accounting material and geometrical imperfections, also, residual stress. Results from numerical analysis are compared to analytical methods for predicting collapse due to the Vierendeel mechanism, described on *Eurocode 3* [1] and Panedpojaman e Thepchatri [3]. Therefore, both methods can predict beam's collapse due to the Vierendeel mechanism for small  $Tes$ , however, it begins losing performance as big as the  $Te$  gets and when there is an interaction between web-post buckling and Vierendeel mechanism, consequently, collapsing inside the safety area of both methodologies. Vierendeel mechanism is more present under high shear load, hence, beams under a distributed load present instability at the openings close to the support, although, beams carrying a concentrated load present collapse at opening close to the load point due to the high moment. High temperatures do not change the failure mode, however, both methods experience a decrease in their performance under high temperatures, especially, at  $400^{\circ}C$ .

**Keywords:** Cellular beams, Vierendeel mechanism, Resistance in high temperatures, Numerical modeling.



# Conteúdo

<b>1</b>	<b>Introdução</b>	<b>1</b>
1.1	Contextualização . . . . .	1
1.2	Objetivos . . . . .	2
1.3	Estrutura do Documento . . . . .	3
<b>2</b>	<b>Revisão Bibliográfica</b>	<b>5</b>
2.1	Introdução . . . . .	5
2.2	Processos de fabricação . . . . .	6
2.3	Tipos de abertura . . . . .	7
2.4	Características dimensionais . . . . .	8
2.5	Propriedades geométricas . . . . .	9
2.6	Imperfeições . . . . .	11
2.6.1	Imperfeições geométricas . . . . .	11
2.6.2	Tensões residuais . . . . .	12
2.7	Modos de instabilidade e colapso de vigas alveolares . . . . .	14
2.8	Prevenção de colapsos . . . . .	18
2.9	Método dos elementos finitos . . . . .	21
2.10	Estado da Arte . . . . .	22
<b>3</b>	<b>Dimensionamento de vigas alveolares</b>	<b>33</b>
3.1	Verificação de segurança de vigas alveolares à temperatura ambiente . . . . .	33
3.1.1	Resistência ao esforço de corte . . . . .	33

3.1.2	Resistência ao momento fletor . . . . .	34
3.1.3	Resistência ao mecanismo de Vierendeel . . . . .	35
3.1.4	Resistência do montante da alma . . . . .	37
3.1.5	Resistência à encurvadura lateral torsional . . . . .	38
3.1.6	Contabilização das imperfeições geométricas . . . . .	40
3.2	Verificação de segurança para vigas alveolares em temperaturas elevadas . . . . .	41
3.2.1	Expansão térmica . . . . .	41
3.2.2	Propriedades mecânicas . . . . .	42
3.2.3	Curvas de incêndio . . . . .	45
3.2.4	Resistência de vigas alveolares em temperatura elevada . . . . .	46
<b>4</b>	<b>Análise de vigas alveolares em temperaturas ambiente e elevadas</b>	<b>49</b>
4.1	Modelo numérico . . . . .	49
4.1.1	Configuração do software Ansys . . . . .	50
4.1.2	Validação do modelo numérico . . . . .	53
4.2	Casos de estudo . . . . .	55
4.3	Modos de colapso de vigas de vigas alveolares . . . . .	59
4.3.1	Carregamento distribuído . . . . .	59
4.3.2	Carregamento pontual . . . . .	72
<b>5</b>	<b>Comparações dos resultados numéricos e analíticos</b>	<b>85</b>
5.1	Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel - Carregamento distribuído . . . . .	85
5.1.1	Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel em altas temperaturas . . . . .	88
5.2	Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel - Carregamento pontual . . . . .	90
5.2.1	Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel em altas temperaturas - carregamento pontual . . . . .	92

<b>6</b>	<b>Conclusões</b>	<b>95</b>
6.1	Conclusões gerais . . . . .	95
6.2	Sugestões para trabalhos futuros . . . . .	96
<b>A</b>	<b>Deslocamento vertical de vigas alveolares</b>	<b>A1</b>
<b>B</b>	<b>Curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel</b>	<b>B1</b>
<b>C</b>	<b>Influência da altura da seção transversal na resistência das vigas alveolares</b>	<b>C1</b>

# Lista de Tabelas

2.1	Comparação da metodologia proposta com resultados numéricos. Adaptado do: Sheena [34]. . . . .	28
3.1	Curva de encurvadura de acordo com a EN1993-1-1 [7]. . . . .	39
3.2	Imperfeições geométricas. Adaptado do EN1993-1-5 [14]. . . . .	40
3.3	Relação entre tensão - deformação para temperaturas elevadas. Baseado na EN1993-1-2 [39]. . . . .	43
3.4	Fator de redução da curva tensão-deformação do aço carbono à temperaturas elevadas. Adaptado EN1993-1-2 [39]. . . . .	44
4.1	Parâmetros geométricos e de temperaturas avaliados no estudo. . . . .	58

# Lista de Figuras

2.1	Utilização de uma viga alveolar. . . . .	6
2.2	Fabricação de viga alveolar por corte e reagrupamento dos Tês,[11]. . . . .	7
2.3	Tipos de aberturas em vigas alveolares,[8]. . . . .	8
2.4	Variáveis geométricas adotadas. . . . .	9
2.5	Imperfeição geométrica global, [4]. . . . .	11
2.6	Padrões de tensões residuais. . . . .	13
2.7	Caracterização do Mecanismo de Vierendeel. . . . .	15
2.8	Encurvadura lateral torsional, [15]. . . . .	16
2.9	Caracterização da encurvadura do montante da alma. . . . .	17
2.10	Ruptura da junta soldada, [24]. . . . .	18
2.11	Reforço do furo por preenchimento, [25]. . . . .	19
2.12	Reforço circular da furação, [25]. . . . .	20
2.13	Reforço do montante da alma, [25]. . . . .	20
2.14	Reforço à carga concentrada, [25]. . . . .	21
2.15	Curvas de resistência em função da esbelteza. Fonte: Faria, Carvalho, Fakury et al. [28]. . . . .	24
2.16	Comparação dos resultados obtidos por Método dos elementos finitos. (MEF) com verificações de segurança de vigas alveolares. Fonte: Ellobody [32]. . . . .	26
2.17	Comparação do modelo desenvolvido em termos de tensão compressiva. Fonte: Tsavdaridis e D’Mello [22]. . . . .	27
2.18	Desempenho das vigas protegidas e não protegidas em função do tempo de exposição ao fogo. Fonte: Nadjai, Petrou, Han et al. [35]. . . . .	29

2.19	Comparação das curvas desenvolvidas com resultados numéricos. Fonte: Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2]. . . . .	31
2.20	Comparação das curvas de projeto desenvolvida com resultados experimentais. Adaptado de: Warren [19]. . . . .	32
3.1	Área sujeita ao corte [9]. . . . .	34
3.2	Diagrama de corpo livre da seção inclinada. . . . .	36
3.3	Curvas de segurança ao mecanismo de Vierendeel propostas por Panedpojaman e Thepchatri [3]. . . . .	37
3.4	Tipos de imperfeições locais. Adaptado do EN1993-1-5 [14]. . . . .	40
3.5	Expansão térmica do aço carbono em função da temperatura. Adaptado do EN1993-1-2 [39]. . . . .	42
3.6	Relação entre tensão-deformação em altas temperaturas [8]. Adaptado do EN1993-1-2 [39]. . . . .	43
3.7	Fator de redução tensão-deformação à altas temperaturas [8]. Adaptado do EN1993-1-2 [39]. . . . .	44
3.8	Curvas de incêndio-padrão e hidrocarboneto. Adaptado de EN1993-1-2 [39].	45
4.1	Elemento finito utilizado no modelo - SHELL 181. Adaptado do ANSYS® [44]. . . . .	50
4.2	Malha adotada nas análises. . . . .	51
4.3	Primeiro modo de encurvadura da viga 1A. . . . .	52
4.4	Padrão de tensões residuais utilizadas no modelo. . . . .	52
4.5	Condições de apoio e carga da viga 1A. Adaptado do Warren [19]. . . . .	54
4.6	Distribuição de tensões de Von-mises - Validação do modelo numérico. . . . .	54
4.7	Deslocamento vertical - Viga 1A. . . . .	55
4.8	Perfil IPE400. . . . .	56
4.9	Condições de apoio e simetria. . . . .	57
4.10	Curvas tensão-deformação em altas temperaturas. . . . .	58
4.11	Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro $a = 0.8h$ . . . . .	60

4.12	Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro $a = 1h$ . . . . .	62
4.13	Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro $a = 1.2h$ . . . . .	64
4.14	Evolução da carga em função do deslocamento vertical das vigas. . . . .	66
4.15	Influência da mudança de altura da seção transversal. . . . .	67
4.16	Vigas de diâmetro $a = 0.8h$ com perda de resistência devido à aproximação com o apoio. . . . .	68
4.17	Efeito da temperatura em vigas com $a = 1.2h$ , $H = 1.8h$ e $S = 2.1a$ . . . . .	68
4.18	Efeito da temperatura em vigas com $a = 0.8h$ , $H = 1.8h$ e $S = 8.1a$ . . . . .	69
4.19	Evolução da carga em função do deslocamento vertical das vigas. . . . .	70
4.20	Vigas de diâmetro $a = 1.2h$ com perda de resistência devido à aproximação com o apoio em altas temperaturas. . . . .	71
4.21	Distribuição de Von-Mises com vigas que apresentam queda de resistência. . . . .	72
4.22	Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro $a = 0.8h$ . . . . .	73
4.23	Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro $a = 1h$ . . . . .	75
4.24	Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro $a = 1.2h$ . . . . .	77
4.25	Deslocamento vertical das vigas sob carregamento pontual. . . . .	79
4.26	Influência da mudança de altura da seção transversal. . . . .	80
4.27	Efeito da temperatura em vigas com $a = 1.2h$ , $H = 1.8h$ e $S = 2.1a$ . . . . .	81
4.28	Efeito da temperatura em vigas com $a = 1.2h$ , $H = 1.8h$ e $S = 6.1a$ . . . . .	81
4.29	Deslocamento vertical das vigas sob carregamento pontual. . . . .	83
4.30	Influência da mudança de altura da seção transversal submetidas à altas temperaturas. . . . .	84
5.1	Curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento dis- tribuído. . . . .	86
5.2	Curvas de segurança em altas temperaturas para o mecanismo de Vieren- deel - Carregamento distribuído. . . . .	89
5.3	Curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento pon- tual. . . . .	91

5.4	Curvas de segurança em altas temperaturas para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento pontual. . . . .	93
-----	--	----

# Siglas

**APDL** ANSYS Parametric Design Language. 53

**ELT** Encurvadura lateral torsional. 16, 22

**MEF** Método dos elementos finitos.. xiii, 26



# Capítulo 1

## Introdução

### 1.1 Contextualização

Durante o século XX, houve um grande avanço tecnológico que nos permitiu desenvolver soluções mais sustentáveis para as problemáticas encontradas, um dos grandes desafios são as edificações, onde, o cenário atual é destacado por um grande crescimento populacional e aportes financeiros, assim, há uma crescente demanda para edificações cada vez maiores e mais modernas, e claro, com uma preocupação ainda maior com a arquitetura local. Desse modo, a utilização de vigas alveolares vem crescendo muito, isso se deve ao fato do ganho de inércia e de resistência por conta da sua geométrica, ao compará-las com as vigas sólidas de mesmo peso [4], ainda, pela possibilidade da passagem de dutos e tubulações através das aberturas na alma da viga.

Dessa forma, a presença das perfurações no montante da alma alteram, não só, a resistência da viga, mas também, os seus modos de colapso. Assim, podendo haver uma modificação dos modos de colapso e instabilidade, já observados em vigas sólidas, mas também, o surgimento de novos mecanismos de instabilidade, como o caso do mecanismo de Vierendeel e encurvadura do montante da alma. Com isso, para a obtenção de um dimensionamento seguro, é necessário compreender o comportamento dos modos de instabilidade da estrutura, assim, conseguindo prever com mais eficiência as cargas resistentes.

Ainda, necessita-se conhecer o comportamento das estruturas metálicas em situação de incêndio, visto que, o número de incêndios em edificações vem crescendo nos últimos vinte anos [5]. Uma vez que, as temperaturas atingidas durante um incêndio podem alterar as propriedades dos materiais, conseqüentemente, modificando os modos de instabilidades da viga.

No entanto, a presença da furação altera as resistências das seções transversais, assim, o projeto se torna mais complexo [6], outro agravante é a falta de padronização das normas de projeto desse tipo de viga, como o EN1993-1-1 [7], onde, não há metodologia detalhada para o dimensionamento de vigas alveolares, dessa forma, o projeto de vigas com aberturas na alma é dependente de manuais de fabricantes e estudos acadêmicos, principalmente, para vigas em situação de incêndio. Por conseguinte, a falta de padronização gera prejuízo para os projetistas e entidades fiscalizadoras que não conseguem garantir a qualidade e segurança dos projetos [8].

## 1.2 Objetivos

De acordo com o apresentado na seção anterior, é necessário entender o comportamento dos modos de instabilidade das vigas alveolares, tanto em temperatura ambiente, quanto a altas temperaturas. Sendo assim, o presente trabalho propõem uma análise estrutural em vigas alveolares, com o objetivo de entender como os parâmetros geométricos influenciam os modos de instabilidade das vigas alveolares, principalmente, o mecanismo de Vierendeel. Para tal, são realizadas 810 análises numéricas utilizando o método dos elementos finitos (MEF), onde, são analisados os efeitos dos parâmetro geométricos de diâmetro, altura e espaçamento entre as furações, a influência do tipo de carregamento e a temperatura da viga. Os objetivos são separados e apresentados abaixo:

- Desenvolver e validar um modelo numérico contabilizando imperfeições geométricas, tensões residuais e a não-linearidade do material, utilizando o software *Ansys Workbench*.

- Avaliar os efeitos da variação dos parâmetros geométricos, condições de carregamento e temperatura na resistência da viga alveolar, principalmente, a influência dos mesmos no mecanismo de Vierendeel.
- Comparar os resultados com as equações de prevenção ao colapso devido ao mecanismo de Vierendeel previsto no *Eurocode 3* [1] e por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2]. Afim de, avaliar a eficiência e limitações das metodologias.
- Compreender o mecanismo de Vierendeel e avaliar a sua sensibilidade em relação aos parâmetros estudados.

### 1.3 Estrutura do Documento

O presente trabalho se divide em seis capítulos, onde, o primeiro tem como finalidade introduzir e contextualizar a problemática estudada, além de, estabelecer os objetivos do mesmo.

O segundo capítulo é destinado à uma revisão bibliográfica, apresentando os processos de fabricação de vigas alveolares, as propriedades das seções transversais, e ainda, a nomenclatura das variáveis geométricas utilizadas ao longo do trabalho. Além disso, os modos de colapso e instabilidade de vigas alveolares são introduzidos no respectivo capítulo, bem como, medidas de prevenção de colapso.

As metodologias de dimensionamento de vigas alveolares previstas no EN1993-1-1 [7], Lawson e Hicks [9] e Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] são apresentadas no capítulo 3, além, das verificações de segurança de vigas submetidas à altas temperaturas estão sendo evidenciadas nesse capítulo.

O capítulo 4 se reserva a apresentação da metodologia de elaboração e validação do modelo numérico, além, dos resultados numéricos, divididos em relação ao tipo carregamento e a temperatura da viga.

Já o quinto capítulo destina-se à apresentação das comparações dos resultados numéricos com os métodos analíticos, descritos por Lawson e Hicks [9] e Panedpojaman,

Thepchatri e Limkatanyu [2], bem como, as respectivas discussões e interpretações dos resultados obtidos.

Por fim, o capítulo 6 apresenta as conclusões obtidas após as análises e discussões dos resultados, além disso, exibe a sugestões para futuros trabalhos a respeito dos modos de instabilidade e colapso de vigas alveolares.

# Capítulo 2

## Revisão Bibliográfica

### 2.1 Introdução

A presença de aberturas na alma da viga pode gerar vários benefícios para o projeto, contudo, deve-se ponderar se a utilização de vigas alveolares gera ganhos que são realmente relevantes, uma vez que, o dimensionamento desse tipo de viga é mais complexo, devido ao aumento do número de variáveis e considerações que devem ser feitas, e ainda, como não há normatização de dimensionamento que são amplamente aceitas pelos órgãos de fiscalização, o dimensionamento de vigas alveolares necessita um maior esforço por parte dos engenheiros responsáveis.

Uma das principais vantagens das vigas alveolares em relação as vigas sólidas é o aumento do momento de inércia do perfil, o que gera uma maior resistência à flexão, com isso, há uma redução do número de apoios intermediários que uma viga necessita, assim, uma viga alveolar consegue superar um vão maior do a viga sólida de origem. Dessa forma, pode-se utilizar fundações estruturais mais simples devido à redução do número de pilares que a estrutura demanda [10]. A figura 2.1 mostra a utilização prática da furação de uma viga alveolar em uma estrutural de uma garagem.



Figura 2.1: Utilização de uma viga alveolar.

Contudo, a fabricação de vigas alveolares conta com um maior número de processos do que uma viga sólida, dessa forma, a viga fica mais suscetível à imperfeições geométricas, tensões residuais, e ainda, variações das propriedades dos materiais, o que aumenta o grau de complexidade do dimensionamento e reforça a necessidade de estudos mais aprofundados em relação à vigas com perfurações na alma [6]

## 2.2 Processos de fabricação

Há três diferentes métodos de fabricação de vigas alveolares, que geralmente, são obtidas a partir de vigas laminadas à quente em perfil I ou H. O processo de fabricação mais simples consiste na perfuração da seção sólida, esse método é comumente utilizado para a obtenção de vigas com aberturas isoladas. A segunda forma de fabricação é obtida a partir da soldagem de três placas de aço assim formando um perfil em I, e por fim, são realizadas perfurações na alma da viga, as perfurações podem ser realizadas antes do processo de soldagem. O método de fabricação mais utilizado é obtido a partir de um corte ao longo do comprimento da viga, após o corte é necessário o reagrupamento dos Tês, sendo feito através de um processo de soldagem, com isso, resultando no perfil desejado, esse método é apropriado para aberturas igualmente espaçadas. Após a soldagem dos

membros, obtêm-se uma viga com uma altura e momento de inércia maiores do que a viga original (sólida) [9].

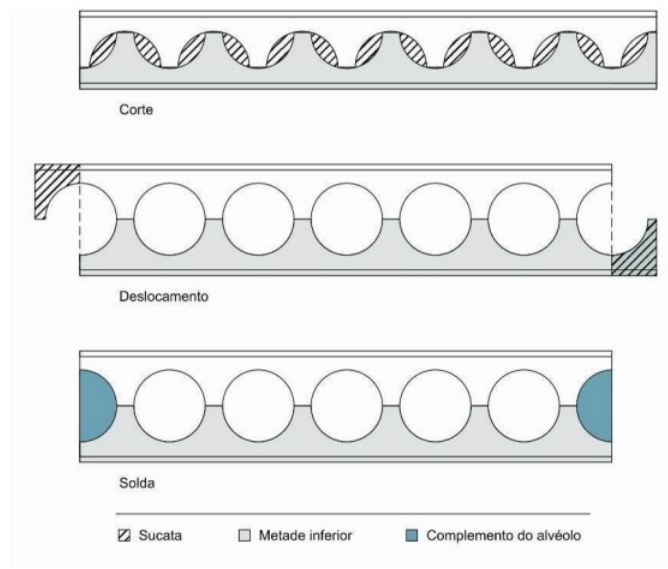


Figura 2.2: Fabricação de viga alveolar por corte e reagrupamento dos Tês,[11].

As vigas que são analisadas no presente estudo seguem o processo de fabricação ilustrado na figura 2.2, uma vez que, esse processo é o mais utilizado pelos fabricantes e estudos acadêmicos.

## 2.3 Tipos de abertura

As vigas alveolares são caracterizadas por furações no montante da alma, com isso, é preciso classificar as vigas de acordo com a geometria do furo, uma vez que, o formato da furação influencia diretamente na distribuição de tensões ao longo da viga, principalmente, ao redor da furação, assim, alterando os modos de colapso, fator primordial para o dimensionamento da mesma.

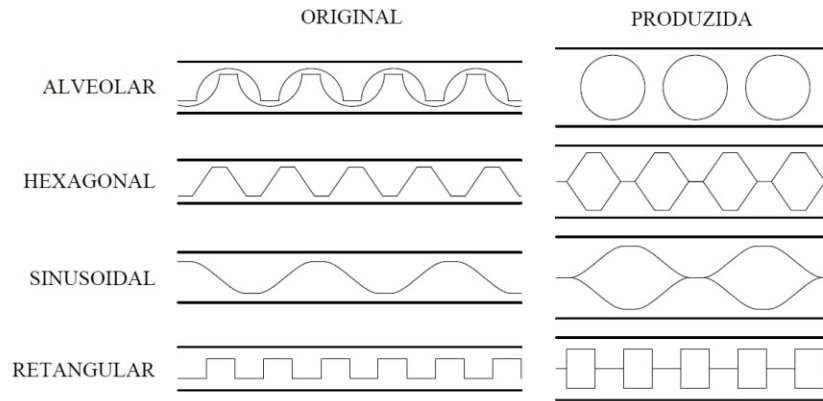


Figura 2.3: Tipos de aberturas em vigas alveolares,[8].

Os formatos das furações mais utilizadas estão sendo ilustrado na figura 2.3. Ainda, as vigas podem variar quanto a sua linearidade, ou seja, podem ser obtidas vigas com curvas ou em arcos. Essa variação geométrica geralmente é obtido por conformação à frio, conseqüentemente, alterando as tensões residuais e claro, a distribuição de tensões ao longo do perfil, quando comparadas à vigas retas [12].

## 2.4 Características dimensionais

Como visto anteriormente, o formato dos furos alteram a distribuição de tensões ao longo da viga, contudo, a maneira na qual os furos estão dispostos na viga também influencia na resistência final. Dessa forma, para prever a resistência final da viga é preciso, não só, definir comprimento e perfil da seção transversal da viga, mas também, o tipo de furação. No presente estudo, é utilizado vigas com perfurações circulares, de acordo com as figuras 2.4, as figuras também apresentam a nomenclatura utilizada para caracterizar o perfil da seção transversal da viga.

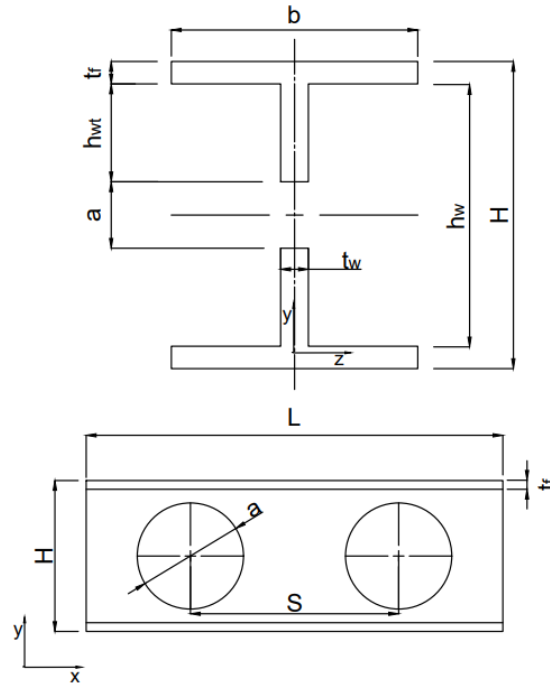


Figura 2.4: Variáveis geométricas adotadas.

## 2.5 Propriedades geométricas

A resistência da viga é influenciada diretamente pelas propriedades da seção transversal, ou seja, quando alteram-se as dimensões da viga a resistência também é alterada. Dessa forma, é necessário definir as propriedades da seção transversal, utilizando as variáveis geométricas apresentadas pela figura 2.4.

$C_w$  é definido como a constante de empenamento,  $I_{z,t}$  é o momento de inércia da seção Tê em relação ao eixo z tomada a partir do centro da furação, já  $I_{z,2T}$  é o respectivo momento de inércia, contudo, para a seção 2T.

$$C_w = \frac{t_f b^3 (h_w + t_f)^2}{24} - \frac{(a * t_w)^3}{144} \quad (2.1)$$

$$I_{y,t} = \frac{t_f b^3}{12} + \frac{h_w t_w^3}{12} \quad (2.2)$$

$$I_{y,2t} = 2I_{y,t} \quad (2.3)$$

$I_{y,t}$  e  $I_{y,2t}$  são, respectivamente, o momento de inércia em relação ao eixo y para as seções T e 2T.

$$I_{z,t} = \frac{bt_f^3}{12} + A_f \left( \frac{h_w + t_f}{2} \right)^2 + \frac{h_{w,t}^3 t_w}{12} + A_{w,t} \left( \frac{h_{w,t} + a}{2} \right)^2 \quad (2.4)$$

$$I_{z,2t} = 2I_{z,t} \quad (2.5)$$

As áreas da seção transversal são definidas por:

$$A_{w,t} = t_w h_{w,t} \quad (2.6)$$

$$A_f = bt_f \quad (2.7)$$

$$A_t = A_f + A_{w,t} \quad (2.8)$$

$J_{2T}$  representa a constante de torção,  $Z_c$  é o centróide da seção T, e  $Z_{pl}$  é a distância do eixo plástico até a flange superior. Com isso,  $W_{plas,2t}$  é o módulo plástico da seção 2T.

$$J_{2T} = \frac{2bt_f^3}{3} + \frac{(h_w - a)t_w^3}{3} \quad (2.9)$$

$$Z_c = \frac{(h_w + t_f) A_f / 2 + A_{w,t} \left( \frac{h_{w,t} + t_f}{2} \right)}{(A_f + A_{w,t})} \quad (2.10)$$

$$W_{z,plas,2T} = 2Z_c A_t \quad (2.11)$$

## 2.6 Imperfeições

As vigas metálicas são elementos estruturais que são amplamente utilizados pela construção civil, são produtos de tamanhos consideráveis que necessitam de uma fabricação em larga escala devido à sua alta demanda. Contudo, são objetos que não necessitam de uma fabricação de alta precisão, dessa forma, são produtos que estão sujeitos à imperfeições inerente aos processos de fabricação. Portanto, é necessário que essas imperfeições sejam consideradas no dimensionamento desse elemento estrutural.

### 2.6.1 Imperfeições geométricas

Da mesma maneira na qual os processos de fabricação podem alterar as tensões resistentes de uma viga, através das tensões residuais, eles também são responsáveis por atribuir imperfeições geométricas na viga, ou seja, não garantindo a linearidade ou planicidade do banzo e da alma, consequentemente alterando os modos de instabilidade da viga, principalmente os modos de torção lateral de vigas mais longas [4].

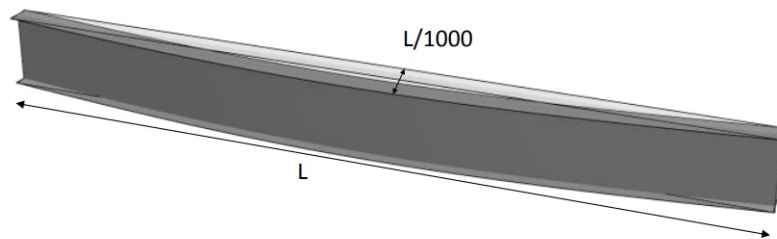


Figura 2.5: Imperfeição geométrica global, [4].

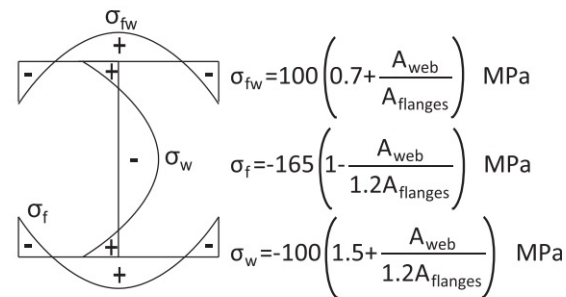
As imperfeições globais são caracterizadas pela deformação do eixo do perfil, dessa forma, somente as seções transversais se deslocam, com isso, favorecendo a instabilidade devido à encurvadura lateral torsional [3]. Diferente das globais, as imperfeições locais estão associadas ao deslocamento da parede do perfil, de modo que, o eixo do perfil não se deforme. Com isso, as imperfeições locais influenciam, principalmente, os modos de colapso locais, como a encurvadura do montante da alma e do mecanismo de Vierendeel.

As imperfeições globais podem ser contabilizadas no modelo numérico pela atribuição de deslocamento no eixo  $z$  como amplitude máxima sendo  $L/1000$ , seguindo a metade de uma senoidal [13], como mostra a figura 2.5. De acordo com EN1993-1-5 [14], a amplitude máxima das imperfeições locais nos painéis podem ser definidas como  $\min(L/200, H/200)$ . Para tal, utiliza-se uma análise de encurvadura elástica, onde, o primeiro modo de encurvadura é definido como o modo principal, tanto para imperfeições locais, quanto para globais, dessa forma, os elementos são deformados de acordo com o modo de encurvadura, limitados pela amplitude máxima. Ainda, é necessário estabelecer um fator de proporcionalidade, a partir da deformação máxima da encurvadura elástica e a amplitude máxima estabelecida. Feito isso, as cargas e condições de apoio são aplicadas na geometria deformada, seguindo os parâmetros mencionados.

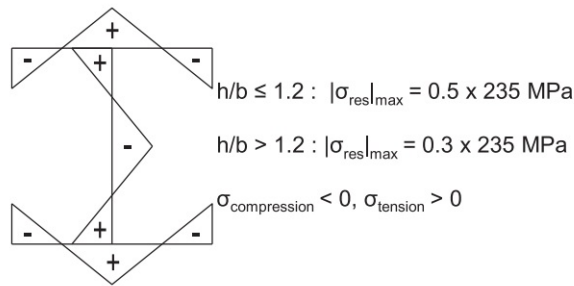
### 2.6.2 Tensões residuais

As tensões residuais são caracterizadas por tensões internas, que estão presentes no material mesmo não estando sujeito a nenhum tipo de esforço externo [4], onde, o material está sempre em equilíbrio estático, dessa forma, há o surgimento de partes tracionadas e comprimidas no perfil da viga. O surgimento dessas tensões residuais tem origem nos processos de fabricação, como é o caso da laminação de vigas de perfil I a quente, onde, o material é exposto à altas temperaturas para ser deformado com maior facilidade, contudo, o perfil sofre com um resfriamento não uniforme no qual, as extremidades da flange resfriam de maneira mais rápida do que o a junção alma-flange, assim, a flange se comprime e a junção entre a alma e a flange entra em tração devido ao equilíbrio estático [15]. Essas tensões podem ser amenizadas através de tratamentos térmicos, que na maioria das vezes, é inviável economicamente, como para o caso de vigas metálicas.

A presença de tensões residuais nas vigas ocasionam a diminuição da resistência da viga, acelerando o comportamento inelástico do material, ainda, observa-se um aumento da flexibilidade aliada com a redução da resistência à encurvadura [4].



(a) Padrão de Tensões residuais segundo [16]  
 Fonte:[6].



(b) Padrão de Tensões residuais segundo [17]  
 Fonte:[6].

Figura 2.6: Padrões de tensões residuais.

Com isso, para contabilizar as tensões residuais é necessário conhecer o padrão das tensões ao longo do perfil. Vigas de seção sólida contam com dois padrões de tensões que são mais utilizados, como mostrado nas figuras 2.6b e 2.6a. Contudo, para vigas alveolares a obtenção desse padrão é mais difícil devido ao maior número de processos de fabricação envolvidos [4].

De acordo com o recomendado por Chen e Jia [18] é possível utilizar os padrões de tensões residuais de uma viga de alma sólida em vigas alveolares, assumindo que os processos de fabricação foram realizados cuidadosamente. O modelo de tensões residuais mais simples adotado para vigas alveolares é uma modificação do padrão descrito em 2.6b, no entanto, considerando tensões nulas na alma da viga, para tal, considera-se que as tensões na alma são dissipadas no processo de furação [8].

## 2.7 Modos de instabilidade e colapso de vigas alveolares

As vigas são elementos estruturais que são utilizados das mais diversas maneiras, podendo variar tanto em parâmetros geométricos, materiais, além das maneiras na qual os esforços externos agem sob a viga. Desse modo, como as condições de utilização influenciam as maneiras na qual as vigas colapsam, é necessário entender como os mecanismos de instabilização são influenciados pelas condições de utilização.

As maneiras nas quais as vigas alveolares instabilizam são similares à vigas de alma sólida, contudo, como existem aberturas no montante da alma da viga a distribuição de tensões é modificada, conseqüentemente, alterando dos modos já existentes, ainda, há o surgimento de novos modos devido ao furo e ao comprimento do montante da alma. Como é o caso do mecanismo de Vierendeel, ruptura das juntas soldadas, encurvadura do montante da alma tanto por corte e por compressão.

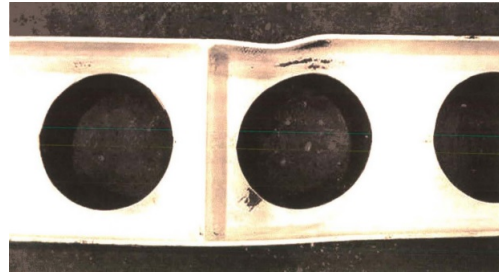
### Mecanismo de Vierendeel

O mecanismo de Vierendeel consiste na transferência dos esforços que agem na seção transversal para as seções perfuradas. A furação na alma faz com que a seção transversal seja dividida em dois Tês, as tensões se concentram ao redor da furação, podendo se propagar em uma dada inclinação em relação ao centro do furo. A resistência da seção inclinada varia de acordo com inclinação, ou seja, quando o esforço que age a uma dada seção inclinada é maior do que a sua resistência ocorre a instabilização da mesma.

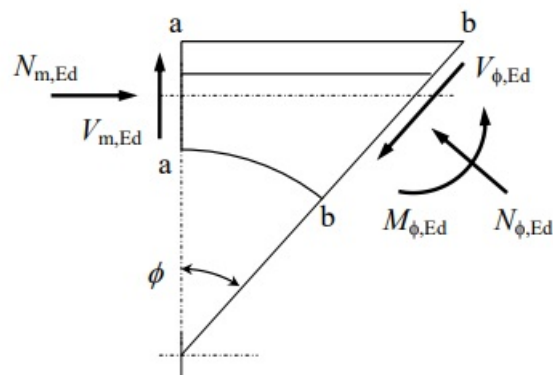
Segundo Sonck [4], o momento primário é redistribuído nas seções Tê como duas forças normais, e para uma viga com Tês simétricos o esforço de corte é redistribuído igualmente entre os membros superior e inferior, de tal forma, que o momento no centro do furo é zero, assim, garantindo o equilíbrio estático. A figura 2.7b mostra a distribuição dos esforços internos na seção inclinada.

Dessa forma, como o esforço de corte age no centro dos Tês há o surgimento de um momento secundário, denominado momento de Vierendeel. Quando a combinação dos

esforços na seção perfurada é atingido há o surgimento de quatro rótulas plásticas ao redor do furo, como evidenciado na figura 2.7a. Esse fenômeno é denominado mecanismo de Vierendeel [4]. A resistência ao momento de Vierendeel é a soma das resistências nos 4 cantos do furo [2].



(a) Rótulas plásticas em detrimento do mecanismo de Vierendeel [19].



(b) Distribuição dos esforços internos, segundo Eurocode 3 [1].

Figura 2.7: Caracterização do Mecanismo de Vierendeel.

Vigas que possuem Tês com menores áreas relativas falham, na sua maioria, pela formação de rótulas plásticas ao redor do furo. O mecanismo de Vierendeel também é dominante em vigas que possuem grandes aberturas onde o momento de Vierendeel é maior, além de, vigas curtas onde o esforço de corte exerce maior influência [4].

### Encurvadura lateral torsional

A encurvadura lateral torsional é um mecanismo de falha que pode ser encontrado, tanto para vigas sólidas, quanto para vigas alveolares. Porém, as vigas alveolares estão

mais sujeitas a esse tipo de falha, uma vez que, há um aumento na altura relativa da seção transversal de uma viga alveolar, em relação a uma de alma sólida [20].

Esse fenômeno consiste na perda da estabilidade do banzo sob compressão, assim, tendendo a flexionar lateralmente conforme a figura 2.8, contudo, o banzo sob tração se opõe à essa translação, por consequência, favorecendo a torção lateral [15].

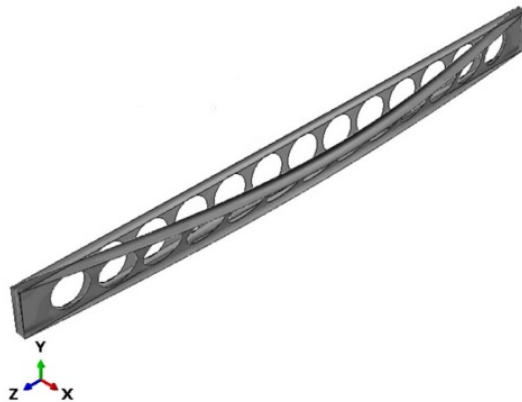


Figura 2.8: Encurvadura lateral torsional, [15].

De acordo com Real, Cazeli, Silva et al. [21], há alguns fatores que influenciam a falha por Encurvadura lateral torsional (ELT), como é o caso das tensões residuais, arco inicial e a falta de verticalidade da seção em detrimento dos processos de fabricação, além, das condições de carregamento que podem possuir alguma excentricidade.

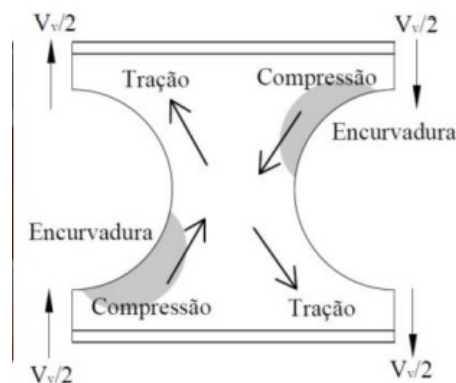
Vigas com comprimentos relativos mais longos sofrem maior influência da ELT, contudo, não há concordância em relação à efetividade das metodologias de prevenção desse modo de instabilidade. Atualmente, existem duas diferentes abordagens, a primeira é através do cálculo do máximo esforço sobre o  $Tê$  sob compressão e comparando com a resistência à encurvadura lateral, a segunda metodologia se baseia na modificação da espessura da alma e do cálculo da constante torsional no centro do furo, esse método é conhecido como  $2Tê$  [4].

## Encurvadura do montante da alma

Esse fenômeno ocorre, principalmente, quando há presença de um esforço de corte horizontal atuando no eixo longitudinal da viga, como o perfil se mantém em equilíbrio estático o corte horizontal entra em equilíbrio com o corte vertical, assim, ocasionando um momento no montante da alma, dessa forma, parte da área está comprimida e a outra tracionada como mostrado na figura 2.9b, com isso, ocorrendo uma torção da alma em relação ao eixo vertical [20]. Quando o montante da alma não suporta o esforço submetido ocorre o escoamento da mesma, como mostrado na figura 2.9a.



(a) Encurvadura do montante da alma, [22].



(b) Tensões no montante da alma, [8].

Figura 2.9: Caracterização da encurvadura do montante da alma.

## Ruptura das juntas soldadas

Para vigas com seções transversais simétricas, a junta soldada fica localizada onde há a maior concentração da tensão de corte, desso modo, quando o valor da tensão de corte atinge a resistência da junta soldada ocorre a ruptura da mesma, como mostra a figura 2.10. A resistência da solda é proporcional ao comprimento da junta, ou seja, vigas com um menor espaçamento entre os furos possuem menor comprimento do montante da alma e conseqüentemente uma menor junta soldada, por conseqüência, a resistência da junta é menor, com isso, mais suscetíveis a esse modo de colapso [23].

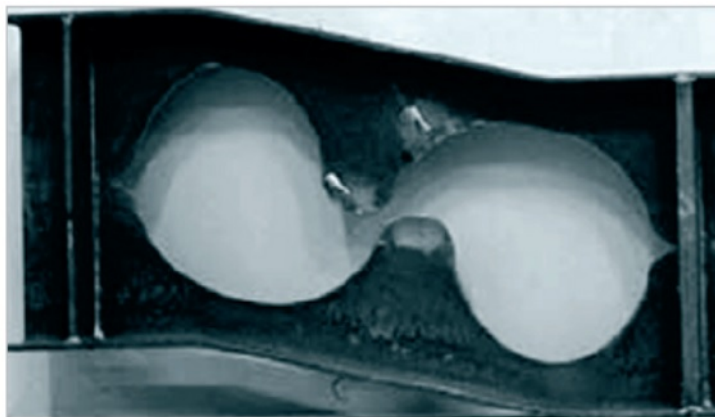


Figura 2.10: Ruptura da junta soldada, [24].

## 2.8 Prevenção de colapsos

As vigas alveolares possuem algumas vantagens sobre as vigas de alma sólida, contudo, devido à falta de material no montante da alma a viga pode apresentar falta de segurança em determinados locais. Como é o caso da resistência ao corte, que tende a ser menor devido as aberturas na alma, com isso, para atingir os requisitos de segurança, muitas vezes, recorre-se a mecanismos de aumento de rigidez nos locais que apresentam baixa resistência à um dado esforço atuante.

## Preenchimento da furação

A presença das aberturas no montante da alma aumenta a influência do corte em relação a resistência da viga, por consequência, mecanismos de colapso que são dominados pelo esforço de corte tendem a surgir com maior frequência como é o caso do mecanismo de Vierendeel, agindo, principalmente, nas furações próximas aos apoios quando submetidos à cargas distribuídas. Com isso, preencher as furações anexas aos apoios pode ser necessário, a figura 2.11 apresenta o aumento da rigidez local através do preenchimento da furação. A espessura do disco soldado varia em função das tensões que agem na região do furo [25].



Figura 2.11: Reforço do furo por preenchimento, [25].

## Reforço circular da furação

Aumentar a rigidez da furação através do preenchimento do furo, como apresentando anteriormente, é a maneira mais simples, contudo, há casos nos quais o preenchimento total da furação não é uma opção, com isso, recorre-se ao reforço da furação através da soldagem de aros ao redor da furação, assim, aumentando a rigidez local sem a necessidade do preenchimento da furação por completo, esse método é apresentado pela figura 2.12.

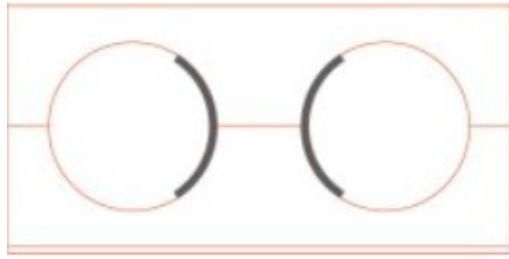


Figura 2.12: Reforço circular da furação, [25].

### Reforço do montante da alma

O reforço do montante da alma tem como objetivo aumentar a rigidez local, sendo alcançado através da soldagem de uma placa no montante da alma, em alternativa, pode-se soldar aros nas furações, de maneira similar ao mostrado anteriormente, de modo a aumentar a rigidez do montante da alma. Vigas com grandes espaçamentos ou furações podem recorrer a esse mecanismo, mostrado na figura 2.13, para a prevenção da encurvadura do montante da alma.



Figura 2.13: Reforço do montante da alma, [25].

### Resistência à carga concentrada

A maneira na qual as tensões são distribuídas ao longo da viga dependem do tipo de carregamento, quando uma viga está sujeita à cargas localizadas, as tensões máximas se encontram, usualmente, ao redor do local de aplicação da carga. Dessa forma, quando há necessidade de um reforço local, pode-se soldar placas paralelas acima e abaixo dos furos, como mostrado na figura 2.14.

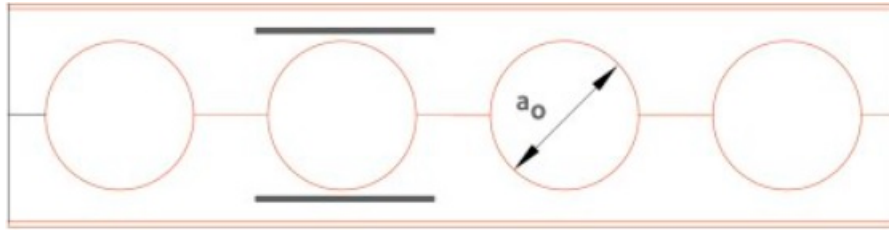


Figura 2.14: Reforço à carga concentrada, [25].

## 2.9 Método dos elementos finitos

O presente método é utilizado para a solução numérica da problemática apresentada, o método consiste em dividir um corpo contínuo em diversos elementos, que por sua vez, são conectados entre si através de nós. Com isso, ao se obter o comportamento de cada elemento em relação a uma variável de estado, pode-se determinar o comportamento aproximado do corpo [26].

A maneira na qual o corpo é subdividido depende da configuração do problema, os elementos finitos podem obter configuração triangular ou retangular para problemas 2D, e para as análises em três dimensões é necessário a utilização de hexágonos e/ou tetraedros. Um conjunto de elementos finitos é denominado malha de elementos, a qualidade da solução numérica depende da maneira na qual a malha se aproxima do corpo a ser estudado.

Com a utilização desse método é possível solucionar problemas lineares e não lineares. Denomina-se análise linear os modelos que contam com uma variação linear da geometria, material e condições de contorno. Para se obter uma solução mais próxima da realidade é preciso levar em conta a não linearidade das variáveis de entrada, assim, o problema passa a ser uma análise não linear, a solução para esse tipo de problema demanda uma capacidade computacional maior, visto que, para a respectiva solução numérica utiliza métodos iterativos, onde ocorre uma atualização do modelo a cada iteração.

Uma vez que, o problema a ser estudado está bem definido em relação a geometria, material, condições de contorno e carregamento, é possível obter a solução numérica através de softwares de elementos finitos, no presente trabalho utiliza-se o software *Ansys*

*Workbench.*

Para as análises lineares é necessário encontrar a solução numérica para a equação abaixo 2.12, onde,  $[K]$  é a matriz de rigidez,  $\{F\}$  é vetor de deslocamento e  $\{F\}$  é a matriz de carregamento.

$$[K] \{u\} = \{F\} \quad (2.12)$$

Contudo, o presente estudo demanda uma análise não linear, onde, computa-se a não linearidade do material, geométrica e aplicação de tensões residuais. Dessa forma, a solução passa a ser obtida por métodos iterativos, como o método de *Newton-Raphson*.

## 2.10 Estado da Arte

Segundo Mocelin [27] é necessário conhecer o comportamento da seção transversal da viga alveolar para obter um melhor dimensionamento, contudo, as metodologias de classificação das seções apresentam inconsistências, principalmente, para vigas alveolares, tendo isso em vista, foi desenvolvida uma metodologia para classificação das seções, para tal, modelou-se numericamente uma placa com uma abertura circular no centro, onde, analisou a influência da abertura, esbelteza geométrica e diâmetro do furo na tensão crítica. Ainda, obteve uma aproximação para a tensão crítica normalizada, assim, conseguindo determinar as esbeltezas normalizadas e transforma-las em esbeltezas geométricas, com isso, foi possível classificar as seções com base no EN1993-1-1 [7]. Por fim, comparou os resultados obtidos com a metodologia proposta pelo EN1993-1-1 [7].

Silva [8] desenvolveu uma análise numérica de vigas alveolares, com objetivo entender como os parâmetros geométricas da viga influenciam a sua resistência, principalmente, os efeitos da ELT e encurvadura do montante da alma. O modelo numérico contabilizou imperfeições geométricas globais, e a não linearidade do material, ainda, avaliou os efeitos de dois padrões de tensões residuais na resistência da viga.

Um software foi desenvolvido por Lubke e Alves [10], com o objetivo de auxiliar o

dimensionamento de vigas alveolares com diferentes tipos de aberturas. Baseou-se nas metodologias de dimensionamento disponíveis nas literaturas e normas. Desse modo, o usuário necessita informar as condições de carregamento, o perfil da viga e o material, com isso, o *software* informa se a viga escolhida consegue suportar as condições de carga imposta. Além disso, o *software* conta com um sistema de otimização, que retorna ao usuário a melhor combinação geométrica capaz de resistir as condições de carregamento com o menor peso, contudo, o melhor perfil ideia não é, muitas vezes, disponível no mercado, dessa modo, o *software* informa o melhor perfil comercializado.

Uma análise numérica foi realizada por Faria, Carvalho, Fakury et al. [28] com a finalidade de estudar o comportamento da encurvadura lateral torsional em temperatura ambiente e em situações de incêndio. O modelo numérico foi validado utilizando dados experimentais disponíveis na literatura, a partir disso, foi desenvolvido um estudo paramétrico com a finalidade de se identificar a influência da geometria na resistência da viga alveolar. Ainda, foram propostas duas curvas unificadas de resistência à encurvadura lateral em função da esbelteza considerando temperaturas ambiente e elevadas, apresentadas pelas figuras 2.15, sendo  $M_{RK}$  e  $W_y f_y$  o momento atuante e resistente, respectivamente. A proposta I determinou apenas uma curva de resistência, já a proposta II determinou três curvas de resistência através da regressão dos resultados numéricos obtidos.

Nseir, Lo, Sonck et al. [29] conduziu uma série de testes experimentais para determinar a resistência à encurvadura lateral torsional, após a realização dos testes foi desenvolvido um estudo numérico, validado contra dados experimentais, por fim, realizou um estudo paramétrico variando a esbelteza, material, seção transversal, além, das condições de carregamento. A partir disso, propôs uma nova metodologia de dimensionamento de vigas alveolares, uma vez que, a maneira na qual SA [25] dimensiona é considerada conservativa por considerar, apenas, a compressão na seção Tê na determinação da resistência da viga. Dessa forma, para o cálculo da resistência crítica a metodologia proposta considera propriedades da seção mais fraca, e calcula a resistência à encurvadura lateral torsional utilizando o fator de redução devido a esse mecanismo.

Sonck [4] estudou como as tensões modificam a resistência da viga, principalmente,

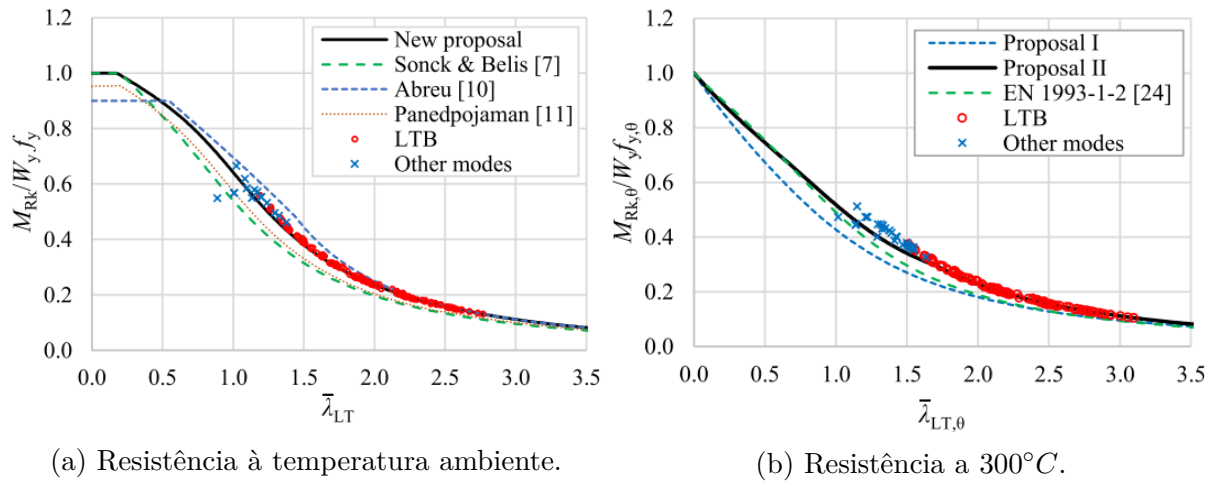


Figura 2.15: Curvas de resistência em função da esbelteza. Fonte: Faria, Carvalho, Fakury et al. [28].

a resistência à encurvadura lateral torsional, para tal, realizou testes experimentais em vigas alveolares, a partir disso, desenvolveu um modelo numérico, validando-os contra os dados experimentais obtidos, em seguida, desenvolveu um estudo paramétrico para avaliar a influência das tensões residuais, com isso, propôs um padrão de tensões residuais para vigas alveolares, ainda, determinou um modelo para verificação de segurança de vigas alveolares e casteladas à encurvadura lateral torsional.

Cashell, Malaska, Khan et al. [30] realizou testes experimentais em vigas alveolares de aço inoxidável em situação de incêndio, as vigas possuíram uma extremidade simplesmente apoiada e a outra com um rolete, no banzo superior haviam blocos de concreto com o intuito de simular uma laje. As cargas aplicadas foram em torno de 30% da carga crítica em temperatura ambiente. A carga foi continuamente aplicada por mais de uma hora após a aplicação da carga térmica, seguindo as curvas de incêndio propostas pelo EN1993-1-1 [7]. O principal mecanismo de falha que as vigas apresentaram foram a encurvadura do montante de alma entre o ponto de aplicação da carga e o suporte. Em seguida, foi desenvolvido um modelo numérico para analisar o comportamento do aço inoxidável em situação de incêndio, além de, analisar o efeito da variação de alguns parâmetros geométricos. Dessa forma, observou que o aço inoxidável tem um desempenho melhor do que aços carbono submetidos à temperaturas elevadas.

Um estudo numérico foi desenvolvido por Kada, Lamri, Mesquita et al. [31] para avaliar o comportamento de vigas alveolares e casteladas em situação de incêndio, o modelo numérico foi validado utilizando dados experimentais. Foram utilizadas as curvas de incêndio prevista no EN1993-1-1 [7]. Onde, três lados da viga foram exposto ao calor, assumindo que o banzo superior suporta um laje de concreto, a viga é simplesmente apoiada e fixa na outra extremidade, foram aplicadas diferentes cargas térmicas. A partir das análises verificou que as vigas com aberturas na alma apresentaram um maior nível de temperatura na alma da viga, isso se deve ao fluxo de calor extra provenientes das bordas da furação. Dessa forma, observou que as vigas falham, principalmente, por encurvadura do montante da alma, e vigas celulares possuem melhor desempenho do que as vigas casteladas com o mesmo número de aberturas em temperaturas elevadas.

Ferreira, Shamass, Limbachiya et al. [15] propôs uma *Artificial Neural Networks* (ANN) para prever a resistência à encurvadura lateral torsional para vigas alveolares esbeltas, para tal, desenvolveu uma série de modelos numéricos e estudos paramétricos para utilizar como dados de entrada para a rede neural desenvolvida, foram consideradas três condições de carregamento: flexão pura, carga concentrada na metade do comprimento da viga e carga uniformemente distribuída. Por fim, os resultados da rede neural desenvolvida foram comparadas com as metodologias analíticas de projeto disponíveis, e com resultados de modelos numéricos, a partir disso, observou que a rede neural apresentou uma boa concordância com os modelos numéricos e ficou evidente que os modelos analíticos superdimensionam a viga. A aplicação da rede neural como metodologia de projeto é mais simples do que os modelos numéricos, ainda, apresenta a capacidade de melhoria através da inclusão de mais dados de entrada.

Um modelo numérico foi desenvolvido por Ellobody [32] contabilizando tensão residual, não linearidade do material e imperfeições geométricas, ou seja, contabilizando os modos de encurvadura da viga. Para a validação do modelo numérico, foram utilizados dados de cinco testes experimentais de vigas simplesmente apoiadas e carregadas com uma ou duas cargas concentradas. Após a validação dos modelos numéricos realizou uma análise paramétrica, onde, alterou a geometria da seção transversal, comprimento e material.

Com isso, percebeu que as vigas que falham através da combinação da encurvadura e distorção da alma apresentaram uma perda de resistência significativa. Por fim, comparou os resultados obtidos com as metodologia analítica disponível em AS4100-1998 [33], como apresentado pela figura 2.16, sendo,  $P_{px}$  a carga plástica e  $h/s$  a altura não dimensional da seção transversal ( $s$  sendo a espessura da alma e  $h$  a altura.). Dessa forma, observou que as metodologias são conservativas para as vigas que colapsam devido a encurvadura lateral torsional, contudo, para a combinação de encurvadura e distorção da alma as metodologias de projeto tenderam a superdimensionar a resistência da viga.

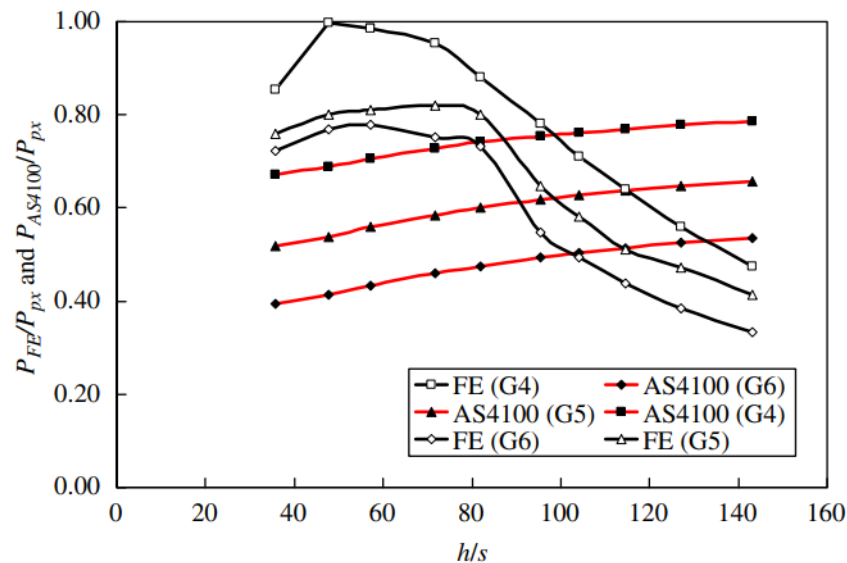


Figura 2.16: Comparação dos resultados obtidos por MEF com verificações de segurança de vigas alveolares. Fonte: Ellobody [32].

Tsavdaridis e D’Mello [22] desenvolveu uma série de experimentos em vigas com diferentes tipos de perfurações com o objetivo de avaliar a encurvadura do montante da alma. Com isso, o teste foi realizado de maneira que a carga fosse aplicada no montante da alma, assim, minimizando a incidência de forças axiais nas bordas da furação. A carga crítica foi determinada na primeira encurvadura visível, já a carga máxima foi a máxima carga registrada após uma repentina queda da mesma. As vigas colapsaram por encurvadura do montante da alma com a exceção de um espécime que falhou por ruptura da alma. Por fim, desenvolveu e validou modelos numéricos com o objetivo de realizar uma

análise paramétrica, onde, variou a espessura do montante da alma e o espaçamento entre as furações. Dessa forma, desenvolveu um modelo empírico para a previsão do máximo esforço de corte para o montante da alma, os resultados estão apresentados em termos da tensão compressiva, assim como apresentada pela figura 2.17, sendo a linha sólida a curva do modelo proposto e  $d_0$  o diâmetro da abertura. Com isso, o modelo desenvolvido apresentou um comportamento conservativo, no entanto, resultados econômicos. Por fim, observou que o modo de colapso passou a ser governado pelo mecanismo de Vierendeel para espessuras intermediárias de montante da alma.

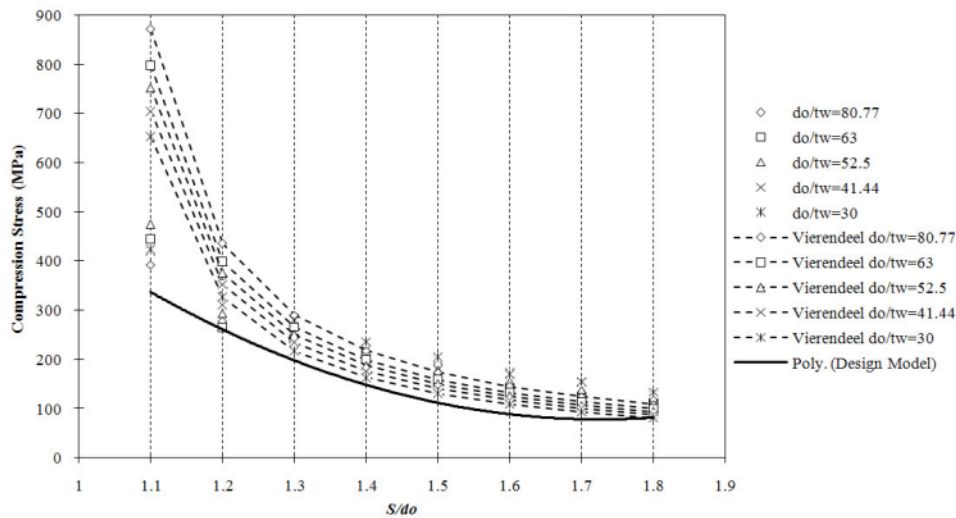


Figura 2.17: Comparação do modelo desenvolvido em termos de tensão compressiva. Fonte: Tsavdaridis e D’Mello [22].

Uma série de análises numéricas foram desenvolvidas por Sheena [34] com o objetivo de entender o comportamento de vigas alveolares simplesmente apoiadas e submetidas a um carregamento vertical, para tal, validou os modelos numéricos utilizados com testes experimentais conduzidos por Warren [19], o modelo numérico ainda contabilizou tensões residuais e imperfeições geométricas. A investigação teve com um dos objetivos principais entender o comportamento da deflexão nas vigas alveolares, para isso, analisou separadamente, a flange e a alma da viga, ainda, desenvolveu uma metodologia analítica para determinar a deflexão máxima da viga, descritas pela tabela 2.1, sendo, mais simples e precisa do que os métodos existentes. Analisou o comportamento da distribuição de

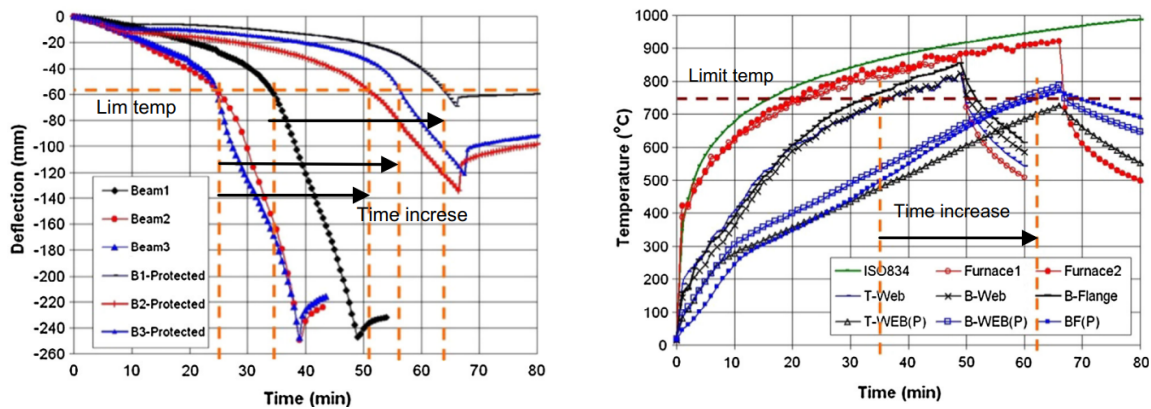
Tabela 2.1: Comparação da metodologia proposta com resultados numéricos. Adaptado do: Sheena [34].

Número da viga	Perfil da seção sólida	H [mm]	L/h <sub>w</sub>	Carga [kN]	MEF	Método proposto (MP)	Desvio relativo médio %
1	533x210x82	759.1	12.1	10	5.02	4.99	0.5
2	914x305x201	1292.7	13.2	40	34.26	33.86	1.1
3	914x305x201	1292.7	14.8	40	52.72	51.93	2.5
4	914x305x201	1292.7	19	40	140.07	136.48	2.5
5	610x229x101	862.4	14.4	30	29.31	29.48	-0.6

tensões em detrimento da presença da furação na alma da viga, por fim, observou que o mecanismo de Vierendeel é afetado, principalmente, pelo diâmetro da furação, já a encurvadura do montante da alma sofre grande influência do espaçamento entre as furações e a espessura da alma.

Nadjai, Petrou, Han et al. [35] conduziu testes experimentais em vigas alveolares submetidas à altas temperaturas, parte das vigas estudadas possuíam revestimento de proteção contra incêndio, ainda, haviam lajes de compósito no banzo superior, o carregamento submetido era feito através de um ou dois pontos de carga com o valor de cerca de 30% da tensão máxima suportada à temperatura ambiente. A figura 2.18 apresenta o desempenho das vigas em função do tempo de exposição ao fogo. Como esperado, as vigas protegidas obtiveram um melhor desempenho, apresentando um aumento de resistência de até 50% em relação a vigas não protegidas. As vigas não protegidas começaram a apresentar encurvadura do montante da alma acerca de 600°C, sendo visível na figura 2.18a, já na faixa de 750°C houve uma rápida queda do módulo plástico, assim, chegando ao colapso, a encurvadura do montante da alma foi o principal modo de colapso, contudo, duas vigas apresentaram uma combinação de encurvadura do montante da alma e mecanismo de Vierendeel. O mecanismo de encurvadura do montante da alma foi o principal mecanismo de falha das vigas protegidas, isso se deve a diferença de temperatura entre o banzo superior e inferior.

Elsawaf e Hassan [36] analisou numericamente conjuntos viga-pilar em situações de incêndio, para isso, validou o modelo numérico com dados de vigas simplesmente apoiadas com laje apoiada no banzo superior, submetidas à temperaturas de incêndio, uma vez que, não haviam dados experimentais de vigas perfuradas em situação de incêndio que fossem



(a) Deslocamento das vigas em função do tempo. (b) Temperatura atingidas pelas câmaras.

Figura 2.18: Desempenho das vigas protegidas e não protegidas em função do tempo de exposição ao fogo. Fonte: Nadjai, Petrou, Han et al. [35].

restringidas axialmente. O modelo numérico contabilizou cinco curvas de temperaturas, abrangendo os banzos superior e inferior, superfície superior e inferior da laje e alma da viga. Com o respetivo modelo numérico validado, foi possível passar para a análise numérica do conjunto viga-pilar, onde, as colunas são horizontalmente restringidas para simular a estabilidade lateral da estrutura. Por fim, realizou uma análise paramétrica variando o formato da furação, nível de rigidez da restrição axial e razão da aplicação da carga. Dessa forma, observou que as vigas alveolares e casteladas apresentaram o melhor desempenho em situação de incêndio, ainda, constatou que a temperatura limitante dessas vigas são as mesmas das vigas de alma sólida submetidas a mesma razão de carga.

Nadjai, Han, Ali et al. [37] conduziu testes experimentais em vigas alveolares em situação de incêndio com diferentes tipos de laje de concreto, que foram apoiadas no banzo superior, as vigas foram axialmente restringidas e verticalmente carregadas pela aplicação de duas cargas pontuais, o objetivo dos testes foi analisar a influência das restrições axiais, uma vez que, há o surgimento de esforços axiais devido à dilatação térmica, podendo afetar a estrutura, induzindo a encurvadura lateral torsional. A carga aplicada foi cerca 30% da carga máxima suportada pela viga. Os testes mostraram que as vigas suportaram a carga aplicada sem grandes deformações até a temperatura de 550°C, após isso, ocorreu o colapso da viga devido à encurvadura do montante da alma. A uma

temperatura de 720°C observou uma mudança de direção da deformação na restrição axial, assim, evidenciando uma ação catenária na viga.

Uma série de testes experimentais em vigas perfuradas em situação de incêndio foi desenvolvidas por Bihina, Zhao e Bouchar [38], as vigas não eram protegidas e possuíam uma laje de concreto no banzo superior. As furações foram igualmente espaçadas e o formatos variavam entre circular e/ou alongado, o carregamento submetido foi através de dois pontos de carga com aproximadamente 30% da carga máxima suportada à temperatura ambiente, a variação da temperatura seguiu a curva de incêndio definida no EN1993-1-2 [39] e uma curva bilinear representando o comportamento de vigas protegidas. A falha mecânica foi considerada no instante de máximo deslocamento. Após os testes, foi desenvolvido um modelo numérico validado com os dados obtidos pelos experimentos realizados, onde, observou que o modelo numérico apresentou falhas antes dos testes experimentais, no entanto, o modelo apresentou uma boa concordância o teste experimental, apresentando um desvio máximo de 4%. Ao fim, as vigas esbeltas tenderam a falhar devido à encurvadura do montante da alma, já as vigas com reforço ou grandes almas por flexão.

Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] propôs uma nova metodologia de dimensionamento de vigas alveolares para o mecanismo de Vierendeel, o modelo proposto baseia-se na redução quadrática dos esforços envolvidos no mecanismo, ainda, o modelo foi simplificado com base na localização da seção crítica para o respectivo mecanismo de colapso. A equação desenvolvida foi validada com base em dados experimentais de vigas alveolares, alongadas e furação única que falharam através do mecanismo de Vierendeel. Por fim, validou o modelo numérico com base nos dados experimentais e realizou uma análise paramétrica para avaliar as limitações da metodologia desenvolvida. Onde observou que a metodologia proposta apresentou resultados mais conservativos quando o momento resistente foi utilizando a EN1993-1-1 [7] quando comparado com o modelo numérico, já o momento resistente calculado utilizando Design [40] apresentou concordância com a metodologia de projeto Lawson e Hicks [9] para as vigas celulares e com abertura circular. Na imagem 2.19 está sendo evidenciado as curvas propostas para vigas alongadas

e alveolares, com diferentes valores de CP ( $a/H$ ) e EP. Onde,  $v_{FE}$  e  $v_{P-B}$  são as razões do esforço cortante em relação à resistência ao corte plástica, respectivamente. O mesmo vale para valores de momento  $m_{FE}$   $m_{P-B}$ .

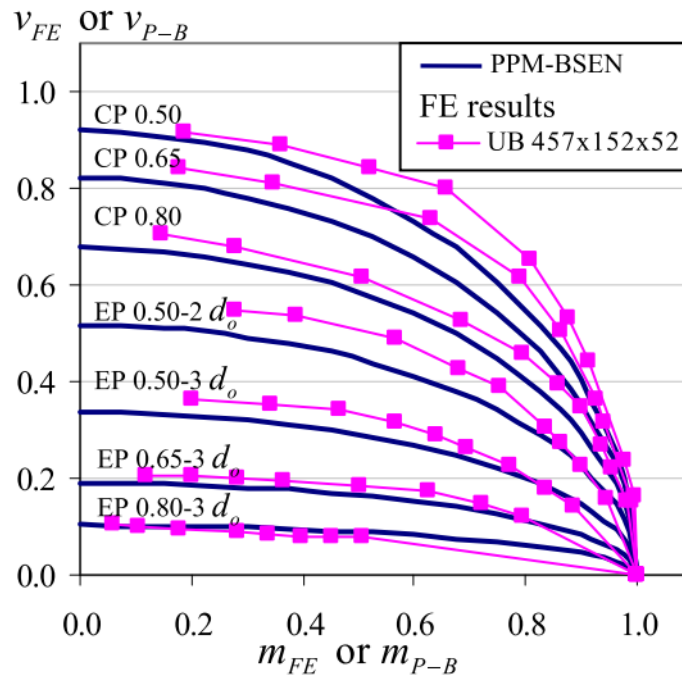


Figura 2.19: Comparação das curvas desenvolvidas com resultados numéricos. Fonte: Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2].

Warren [19] conduziu uma série de testes experimentais em oito vigas alveolares, em seguida, comparou os resultados com as metodologias de *design* previstas pelo SCI-100 Ward [41], apresentando um comportamento conservativo para os casos estudados. Sendo assim, propôs uma metodologia de verificação de segurança para o mecanismo de Vierendeel, conseguindo prever a carga e deslocamento máximos. Assumindo que o momento e o esforço de cortes atuantes combinados com o momento de Vierendeel plasticam os quatro cantos da furação, ainda, modificou as equações para os momentos resistentes de Vierendeel, assim, encontrando o centróide do Tê baseado nas forças atuantes, e não em relação às áreas. O equacionamento proposto foi solucionado através de uma rotina computacional, onde, o programa calcula as tensões atuantes na viga, posteriormente, determina-se a tensão disponível para resistir o momento de Vierendeel, em seguida, calcula-se a força

necessária para gerar essa tensão, por fim, compara-se a mesma com a força atuante na viga, essa rotina se repete até a força encontrada ser maior do que a força atuante, os resultados obtidos através da rotina computacional são utilizadas para o desenvolvimento de uma curva de projeto, a figura 2.20 apresenta uma comparação dos resultados obtidos através da curva de segurança com os dados experimentais. A mesma metodologia é solucionada através de uma planilha, sendo possível checar e avaliar os valores calculados à medida em que o programa é executado.

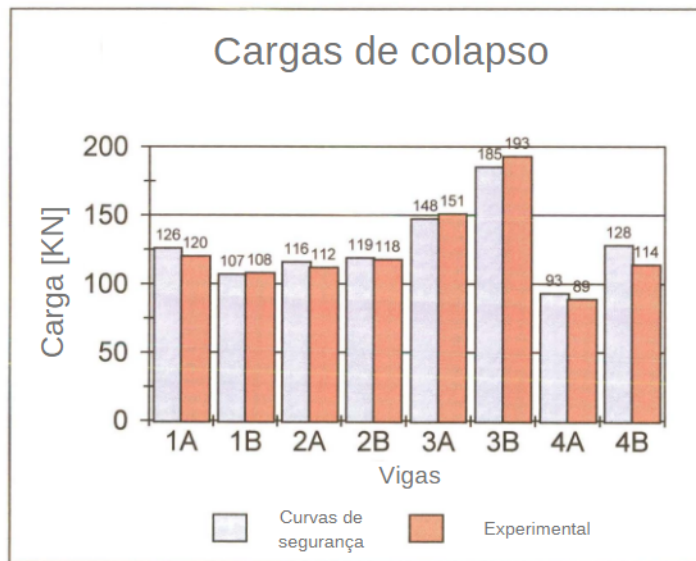


Figura 2.20: Comparação das curvas de projeto desenvolvida com resultados experimentais. Adaptado de: Warren [19].

# Capítulo 3

## Dimensionamento de vigas alveolares

### 3.1 Verificação de segurança de vigas alveolares à temperatura ambiente

Para o dimensionamento de vigas alveolares é utilizado o *Eurocode 3* [1], um anexo ao EN1993-1-1 [7], uma vez que, a verificação de segurança de vigas alveolares ainda não é previsto no EN1993-1-1 [7]. De forma completar ao *Eurocode 3* [1], utiliza-se o Lawson e Hicks [9] além, de metodologias acadêmicas que são referenciadas ao longo do trabalho.

#### 3.1.1 Resistência ao esforço de corte

De acordo com *Eurocode 3* [1], cada abertura da viga deve satisfazer a inequação abaixo 3.1:

$$\frac{V_{Ed}}{V_{o,Rd}} \leq 1 \quad (3.1)$$

Onde,  $V_{Ed}$  é o valor do esforço de corte no centro da furação e  $V_{o,Rd}$  é o valor da resistência ao corte da secção 2T. Ainda, a resistência ao corte deve ser calculada seguindo as recomendações de classificação das seções transversais do EN1993-1-1 [7], além, da modificação da rigidez da alma na presença de grandes cargas de corte. Para o caso de

seções laminas em I ou H com carga paralela à alma, a área de corte,  $A_v$ , é dada pela equação abaixo 3.2:

$$A_{v,ec3} = 2 \left( A_t - bt_f + \frac{(t_w + 2r) t_f}{2} \right) \quad (3.2)$$

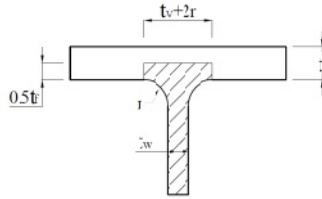


Figura 3.1: Área sujeita ao corte [9].

De acordo com EN1993-1-1 [7], a resistência da seção transversal ao esforço de corte é dada por  $V_{o,Rd} = 0.577f_y A_{v,ec3}$ .

### 3.1.2 Resistência ao momento fletor

Para determinar a segurança da seção transversal, em relação a sua plastificação, é necessário satisfazer a equação 3.3,.

$$\frac{M_{Ed}}{M_{o,Rd}} \leq 1 \quad (3.3)$$

$M_{Ed}$  é o momento atuante no centro da furação, e  $M_{o,Rd}$  é o momento resistente da seção 2T, para tal, deve-se considerar a classificação da seção transversal prevista no EN1993-1-1 [7].

$$M_{o,Rd} = \frac{W_{y,plas,2T} f_y}{\gamma_{Mo}} \quad (3.4)$$

Sendo,  $\gamma_{Mo}$  o fator de segurança,  $W_{y,plas,2T}$  o módulo plástico da seção 2T e  $f_y$  o limite de escoamento do material da viga. Porém, uma outra metodologia de projeto é apresentado pelo Lawson e Hicks [9] onde a resistência é avaliada na seção Tê, de acordo com a equação 3.5.

$$M_{pl,1T} = \frac{A_t f_y}{2\gamma_{Mo}} (0.5h_w + t_f - Z_{pl}) + \frac{A_f f_y}{\gamma_{Mo}} (0.5h_w - Z_{pl} + Z_{pl}^2/t_f) \quad (3.5)$$

$Z_{pl}$  é a distância entre a fibra mais externa da viga até a linha plástica neutra, assumindo que, ela se encontra no banzo da viga.

### 3.1.3 Resistência ao mecanismo de Vierendeel

É estabelecido no anexo *Eurocode 3* [1] uma metodologia de verificação de segurança para o mecanismo de Vierendeel, utilizando o comprimento equivalente da abertura, contudo, o presente trabalho analisa vigas laminadas à quente com aberturas circulares, dessa forma, a equação 3.6 apresenta uma alternativa de *design* para esse tipo de viga prevista no *Eurocode 3* [1].

$$\frac{N_{\phi.Ed}}{N_{\phi.Rd}} + \frac{M_{\phi.Ed}}{M_{\phi.Rd}} \leq 1 \quad (3.6)$$

Sendo,  $M_{\phi.Ed}$  e  $N_{\phi.Ed}$  o momento e esforço axial, respectivamente, agindo na secção crítica  $\phi$ , de acordo com a figura 3.2. Já,  $M_{\phi.Rd}$  e  $N_{\phi.Rd}$  são as resistências da secção inclinada. O ângulo crítico  $\phi$  deve ser encontrado em incrementos de  $5^\circ$ . Para determinar os esforços agindo na secção crítica é preciso realizar um diagrama de corpo livre na secção, de acordo com as equações 3.7, 3.8, 3.9 e 3.10 e com a figura 3.2.

$$V_{\phi,Ed} = (V_{Ed} * 0.5) \cos \phi + N_{Ed} \sin \phi \quad (3.7)$$

$$N_{\phi,Ed} = N_{Ed} \cos \phi - (V_{Ed} * 0.5) \sin \phi \quad (3.8)$$

$$M_{\phi,Ed} = (V_{Ed} * 0.5) (H * 0.5 - y_{c,\phi} \cos \phi) \tan \phi + N_{Ed} (y_{c,\phi} \cos \phi - y_c) \quad (3.9)$$

$$N_{\phi,Ed} = M_{\phi,Ed}/d \quad (3.10)$$

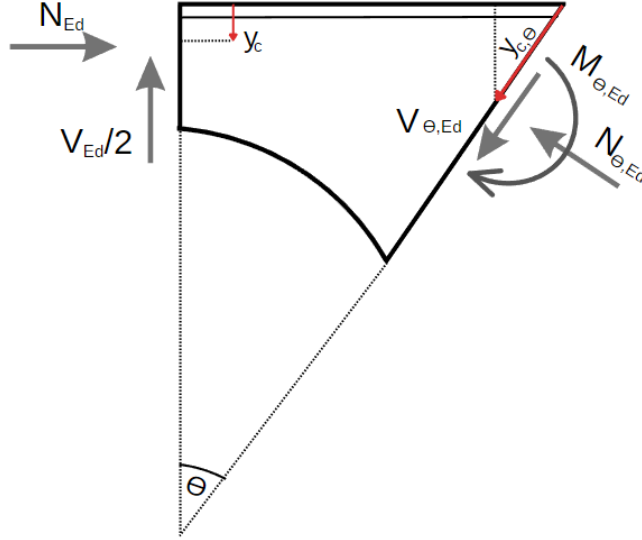


Figura 3.2: Diagrama de corpo livre da seção inclinada.

Contudo, a equação 3.6 tende a apresentar um comportamento conservativo [42], com isso, Panedpojaman e Thepchatri [3] propuseram uma modificação na equação 3.6 já descrita no presente trabalho.

$$\frac{V_{Ed}}{V_{o,Rd}} + \frac{M_{Ed}}{M_{o,Rd}} + \frac{V_{Ed}l_{eff}}{MV_{o,Rd}} \leq 1 \quad (3.11)$$

$$V_{o,Rd} = 0.577f_yA_{v,ec3} \quad (3.12)$$

$Mv_{o,Rd}$  é definido como o momento resistente de Vierendeel na seção do furo,  $MV_{o,Rd} = 4M_{t,Rd,25^\circ}$ , sendo,  $M_{t,Rd,25^\circ}$  a resistência de 1Tê à  $25^\circ$  e  $l_{eff}$  o comprimento equivalente, para furações circulares  $l_{eff} = 0.45a$ . De acordo com EN1993-1-1 [7],  $V_{o,Rd}$  é definido pela equação 3.12. Desse modo, a figura 3.3 apresenta as curvas de verificação de segurança para o mecanismo de Vierendeel da seção transversal apresentada pela figura 4.8 e altura  $H = 1.6h$ , de acordo com o proposto por Panedpojaman e Thepchatri [3].

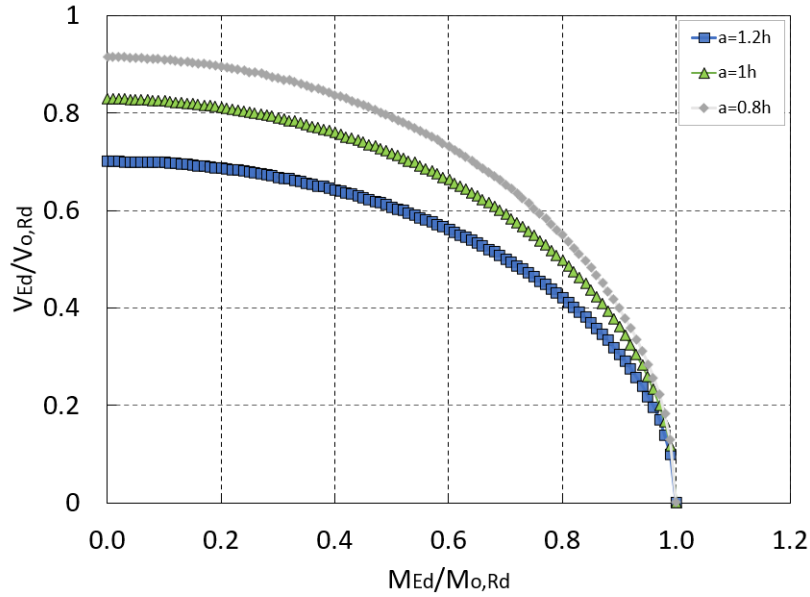


Figura 3.3: Curvas de segurança ao mecanismo de Vierendeel propostas por Panedpojaman e Thepchatri [3].

### 3.1.4 Resistência do montante da alma

Para o dimensionamento da resistência à encurvadura do montante da alma utiliza-se a metodologia desenvolvida pelo Lawson e Hicks [9], que depende dos tipos de aberturas, esbelteza do montante da alma, além da, assimetria da posição da furação. O método foi validado com a utilização de modelos numéricos, onde, apresentou um comportamento conservativo em relação ao modelo. Assim,  $N_{wp,Rd}$  é a resistência da alma descrita pela equação 3.13,  $S_0$  é o comprimento do montante da alma.

$$N_{b,wp,Rd} = \chi \frac{S_0 t_w f_y}{\gamma_M} \quad (3.13)$$

$\chi$  é o fator de redução para a encurvadura determinado pela equação abaixo 3.14,  $\bar{\lambda}$  é a esbelteza normalizada e  $\alpha$  é o fator de imperfeição descrito pela curva de encurvadura descrita na tabela 2.5. É recomendado a utilização da curva b para vigas laminadas à quente.

$$\chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \leq 1 \quad (3.14)$$

$$\Phi = 0.5 \left[ 1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (3.15)$$

Para aberturas pouco espaçada, circulares ou alongadas,  $\lambda$  é determinado segundo a equação 3.16.

$$\bar{\lambda} = \frac{1.75 \sqrt{S_0^2 + a^2}}{t_w \lambda_1} \quad (3.16)$$

$$\lambda_1 = 94\epsilon \quad (3.17)$$

$$\epsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.18)$$

$\lambda_1$  e  $\epsilon$  são previstos no EN1993-1-1 [7]. Dessa forma, a resistência à encurvadura do montante pode ser calculada, com isso, a verificação de segurança deve satisfazer  $\frac{N_{w,Ed}}{N_{wp,Rd}} \leq 1$ . Ainda, segundo *Eurocode 3* [1], é necessário verificar a resistência do montante da alma quanto à sua resistência elástica, que é dada por:

$$M_{wp,rd} = \frac{S_0^2 t_w f_y}{6\gamma_{M0}} \quad (3.19)$$

### 3.1.5 Resistência à encurvadura lateral torsional

A resistência à encurvadura lateral torsional é determinada seguindo a metodologia do EN1993-1-1 [7] para vigas não restringidas lateralmente. A verificação de segurança é determinada pela equação a seguir 3.20.

$$\frac{M_{b,Ed}}{M_{b,Rd}} \leq 1 \quad (3.20)$$

onde,  $M_{b,Rd}$  é o momento resistente à encurvadura lateral torsional, calculado pela

equação abaixo 3.21:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.21)$$

Sendo,  $\chi_{LT}$  o fator de redução à encurvadura lateral torsional que deve ser determinado com base nas propriedades e na classificação da secção transversal, como previsto no EN1993-1-1 [7].  $\Phi_{LT}$  é calculado pela equação 3.24 [28]. Calcula-se as propriedades da secção com base na constante torsional média da secção 2T,  $J_{2T}$ .

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT,2T}^2}} \leq 1 \quad (3.22)$$

$$\bar{\lambda}_{LT,2T} = \sqrt{\frac{W_{y,plas,2T} f_y}{M_{cr,2T}}} \quad (3.23)$$

$$\Phi_{LT} = 0.5 \left[ 1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_z - 0.2) \left( \frac{\bar{\lambda}_{LT,2T}}{\bar{\lambda}_z} \right)^2 + \bar{\lambda}_{LT,2T}^2 \right] \quad (3.24)$$

Com,  $\bar{\lambda}_z = \sqrt{A f_y / N_{cr}}$ , já o fator de imperfeição,  $\alpha_{LT}$ , deve ser determinado com base na tabela 2.5, para isso, é necessário determinar a curva de encurvadura seguindo EN1993-1-1 [7], para secção simétricas e laminadas à quente a curva de encurvadura que deve ser utilizada é a curva  $c$  [1]. Já  $M_{cr}$  é o momento crítico elástico da secção que deve ser calculado conforme a equação 3.25.

$$M_{cr,2T} = C_1 \frac{\pi^2 E I_z}{L^2} \left\{ \sqrt{\left[ \frac{C_w}{I_z} + \frac{G J_{2T}}{\pi^2 E I_z} + (C_2 Z_g)^2 \right]} - C_2 Z_g \right\} \quad (3.25)$$

Os valores de  $C_1$  e  $C_2$  são determinados de acordo com a tabela 3.1,  $G$  é o módulo de cisalhamento,  $Z_g$  é distância do ponto de aplicação da carga até o centro geométrico da viga.

Tabela 3.1: Curva de encurvadura de acordo com a EN1993-1-1 [7].

Curva de encurvadura	a	b	c	d
Fator de imperfeição $\alpha_{LT}$	0.21	0.34	0.49	0.76

### 3.1.6 Contabilização das imperfeições geométricas

Para alcançar uma análise de maior precisão é necessário contabilizar as imperfeições geométricas, com isso, o EN1993-1-5 [14] prevê que as imperfeições geométricas devem se basear nos modos de encurvadura que a viga apresenta, obtidas através de uma análise de *Eigen-Buckling*, onde, o primeiro modo de encurvadura é considerado o principal. No presente trabalho só são contabilizadas as imperfeições locais, dessa forma, as imperfeições locais devem ser incorporadas no modelo seguindo a tabela 3.2 e figura 3.4.

Tabela 3.2: Imperfeições geométricas. Adaptado do EN1993-1-5 [14].

Componente	Forma de imperfeição	Amplitude
Painel ou painel secundário de lado menor $h$ ou $a_0$	Modo de encurvadura	$\min(h/200, a_0/200)$
Reforço ou banzo solicitados à torção	Modo de encurvadura de torção	1/50

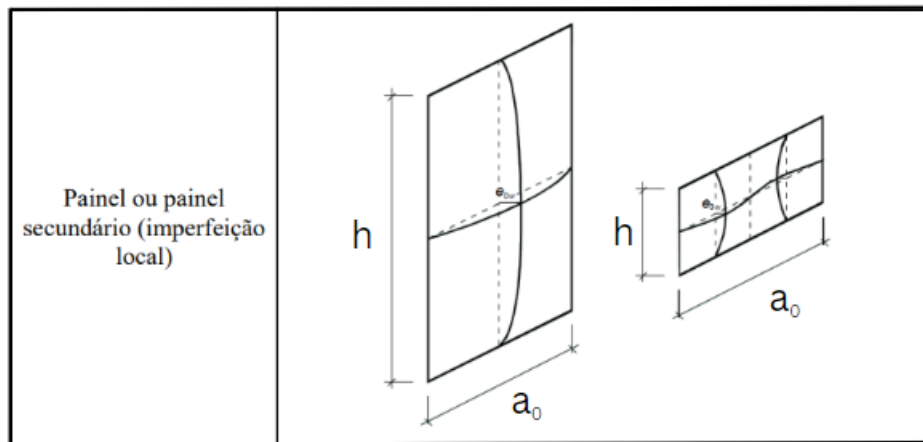


Figura 3.4: Tipos de imperfeições locais. Adaptado do EN1993-1-5 [14].

Com isso, atualiza-se a geometria de acordo com o modo principal de encurvadura, limitados pela amplitude máxima através de um limite de proporcionalidade. O EN1993-1-5 [14] estabelece uma alternativa à contabilização das imperfeições geométricas através da análise de *Eigen-Buckling*, para isso, é necessário aplicar forças fictícias no modelo numérico que geram o padrão de imperfeições desejado.

## 3.2 Verificação de segurança para vigas alveolares em temperaturas elevadas

Sabe-se que as propriedades dos materiais são dependentes da temperatura  $\theta_a$ , ou seja, ao alterar a temperatura na qual uma viga está sendo exposta, também, altera-se as suas propriedades e, conseqüentemente, modifica-se a sua resistência mecânica, uma vez que, a mesma é dependente das propriedades do material.

Dessa forma, uma viga exposta à altas temperaturas tende a falhar prematuramente devido à alteração da sua resistência e dos seus modos de colapso, que por sua vez, dependem das condições do incêndio, apoio e carregamento. Portanto, é previsto no EN1993-1-2 [39] verificações de segurança para vigas em situação de incêndio. Para tal, é preciso, primeiramente, caracterizar as propriedades do material, principalmente, as propriedades térmicas, que são apresentadas na presente secção.

### 3.2.1 Expansão térmica

Quando um material está submetido à mudanças de temperatura, as moléculas tendem a aumentar ou diminuir a sua agitação de acordo com a variação da temperatura, ou seja, expandindo ou contraindo, respectivamente, esse fenômeno é conhecido como expansão térmica ( $\Delta_t/l$ ) e definido abaixo:

$$\Delta_t/l = 1.2 * 10^{-5}\theta_a + 0.4 * 10^{-8}\theta_a^2 - 2.416 * 10^{-4} \quad 20 \leq \theta_a < 750^\circ C \quad (3.26)$$

$$\Delta_t/l = 1.1 * 10^{-2} \quad 750 \leq \theta_a < 860^\circ C \quad (3.27)$$

$$\Delta_l/l = 2 * 10^{-5} \theta_a - 6.2 * 10^{-3} \quad 860 < \theta_a \leq 1200^\circ C \quad (3.28)$$

O comportamento da expansão térmica é descrito pela figura 3.5.

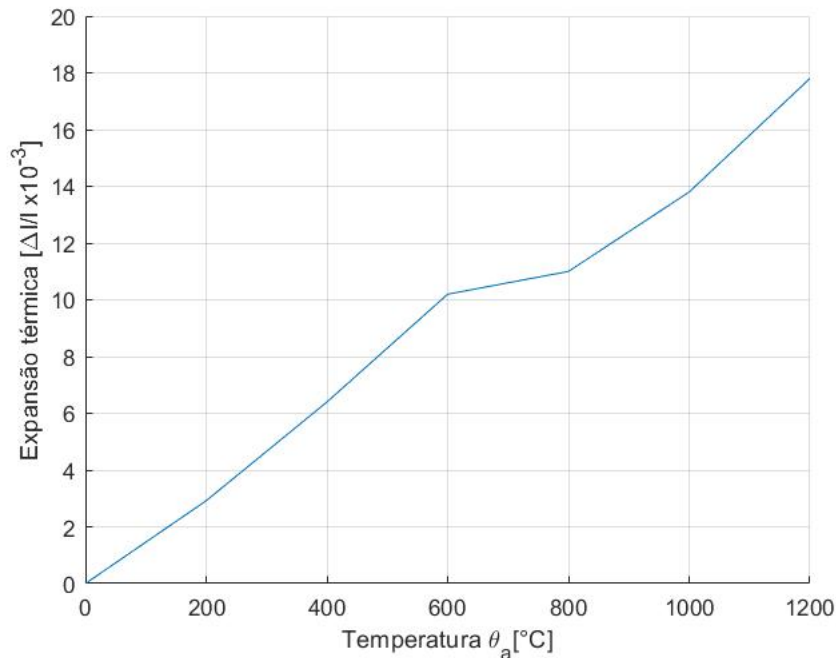


Figura 3.5: Expansão térmica do aço carbono em função da temperatura. Adaptado do EN1993-1-2 [39].

### 3.2.2 Propriedades mecânicas

A tensão de escoamento e o módulo de elasticidade são as propriedades que mais influenciam a resistência mecânica do material, ou seja, entender qual é o comportamento dessas propriedades em função da temperatura é fundamental para determinar a perda de resistência devido à altas temperaturas. Sendo assim, o EN1993-1-2 [39] estabelece a relação da tensão-deformação com base nas equações da tabela 3.3.

A figura 3.6 representa o comportamento da curva tensão-deformação em função da temperatura de acordo com os equacionamentos apresentados na tabela 3.3.

Tabela 3.3: Relação entre tensão - deformação para temperaturas elevadas. Baseado na EN1993-1-2 [39].

Intervalo de deformação $\varepsilon$	Tensão $\sigma$	Módulo de elasticidade $E$
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + \left(\frac{b}{a}\right) \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2\right]^{0.5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a \left[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2\right]^{0.5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} \left[1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})\right]^{0.5}$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0	-
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta} ; \varepsilon_{y,\theta} = 0.02 ;$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0.15 ; \varepsilon_{u,\theta} = 0.2$
Equações	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c / E_{a,\theta}) ;$ $b^2 = c (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} + c^2$	$c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$

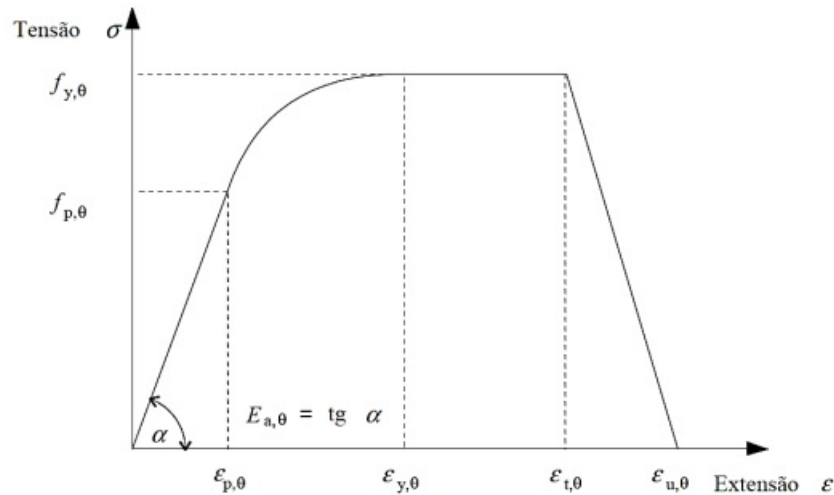


Figura 3.6: Relação entre tensão-deformação em altas temperaturas [8]. Adaptado do EN1993-1-2 [39].

Contudo, a contabilização das tensões resistentes ( $f_{y,\theta_a}$  e  $f_{p,\theta_a}$ ) nas verificações de segurança são realizadas através dos fatores de redução, o mesmo processo é adotado para a contabilização do módulo de elasticidade. A tabela 3.4 apresenta os fatores de redução para as respectivas propriedades.

A figura 3.7 descreve o comportamento dos fatores de redução em função da temperatura.

Tabela 3.4: Fator de redução da curva tensão-deformação do aço carbono à temperaturas elevadas. Adaptado EN1993-1-2 [39].

Fator de redução devido à temperatura $\theta_a$ para $f_y$ e $E_a$ à 20°			
Temperatura do aço. $\theta_a$	Fator de redução do limite de cedência. $k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	Fator de redução para o limite de proporcionalidade $k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	Fator de redução para do módulo de elasticidade. $K_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a$
20°C	1	1	1
100°C	1	1	1
200°C	1	0.807	0.9
300°C	1	0.613	0.8
400°C	1	0.42	0.7
500°C	0.78	0.36	0.6
600°C	0.47	0.18	0.31
700°C	0.23	0.075	0.13
800°C	0.11	0.05	0.09
900°C	0.06	0.0375	0.0675
1000°C	0.04	0.025	0.045
1100°C	0.02	0.0125	0.0225
1200°C	0	0	0

Obs: Para os valores intermediários pode-se utilizar interpolação linear.

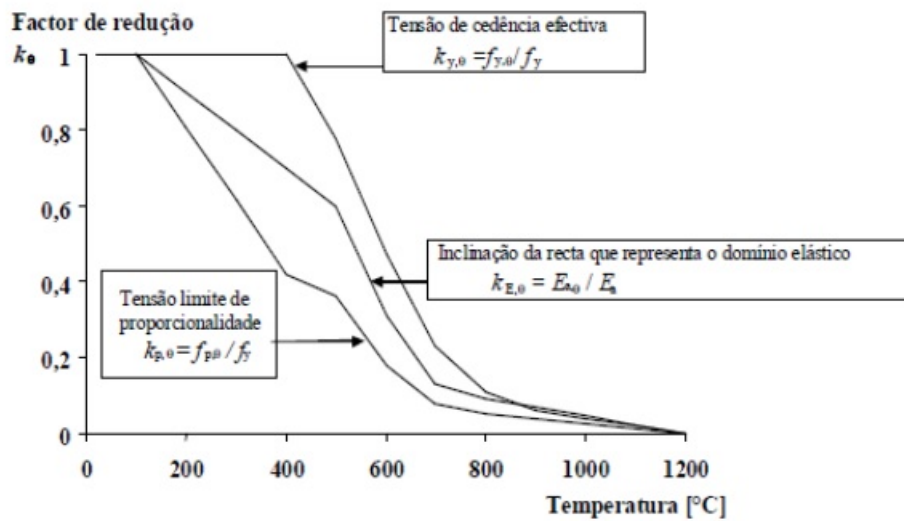


Figura 3.7: Fator de redução tensão-deformação à altas temperaturas [8]. Adaptado do EN1993-1-2 [39].

### 3.2.3 Curvas de incêndio

Sabe-se, que a intensidade de um incêndio depende diretamente do tipo de combustível, e claro, da sua respectiva quantidade, além, da ventilação do ambiente e dos elementos que o vedam [43]. Sendo assim, é previsto no EN1993-1-2 [39] a curva de incêndio-padrão apresentada na figura 3.8 e pela equação abaixo 3.29, com  $\theta_g$  sendo a temperatura dos gases no compartimento, e  $t$  o tempo em minutos:

$$\theta_g = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20 \quad (3.29)$$

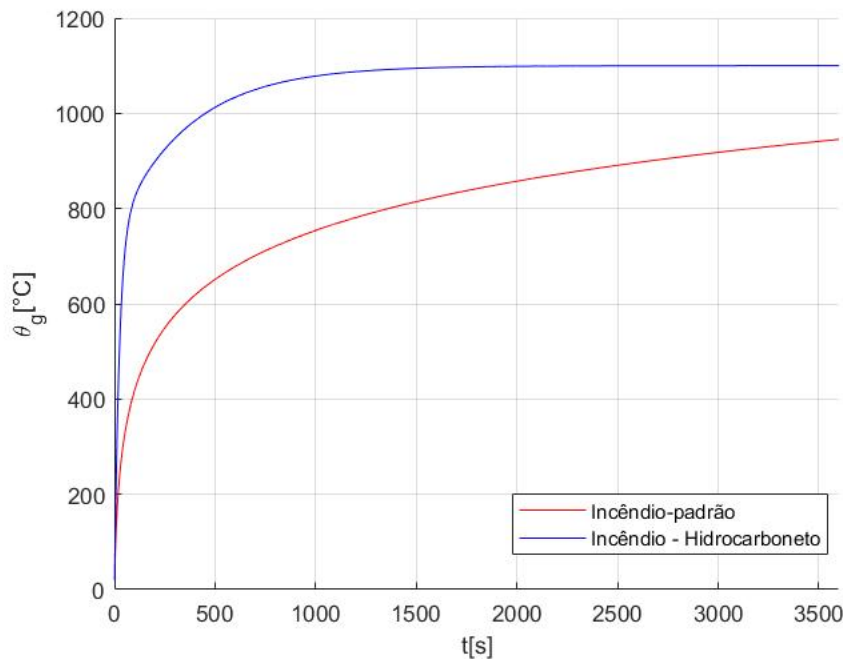


Figura 3.8: Curvas de incêndio-padrão e hidrocarboneto. Adaptado de EN1993-1-2 [39].

Porém, a curva de incêndio-padrão é utilizada para queima de materiais celulósicos, dessa forma, quando há queima de combustíveis que possuem hidrocarbonetos em sua composição é preciso utilizar a curva H, também apresentada na figura 3.8 e determinada pela equação 3.30. Incêndios que possuem combustíveis com hidrocarbonetos apresentam temperaturas mais elevadas do que a curva de incêndio-padrão.

$$\theta_g = 1080 \left( 1 - 0.325e^{-0.167t} - 0.675e^{-2.5t} \right) + 20 \quad (3.30)$$

No entanto, as curvas de incêndio apresentadas acima não representam um incêndio real, mas sim, um incêndio virtual, uma vez que, não há queda de temperatura como em um incêndio real. Dessa forma, a utilização das curvas fornecem uma resistência, na maioria dos casos, conservativas [43]. Portanto, as curvas de incêndio são utilizadas a nível de comparação. Com isso, para obter maior precisão deve-se utilizar as curvas de incêndio parametrizadas de acordo com o EN1993-1-2 [39].

### 3.2.4 Resistência de vigas alveolares em temperatura elevada

A metodologia adotada para o dimensionamento de vigas alveolares em situação de incêndio é a mesma utilizada para vigas de alma sólidas, uma vez que, não há norma específica para vigas alveolares. Dessa forma, utiliza-se os mesmos equacionamentos de vigas em temperaturas ambientes, porém, as propriedades de resistência da viga são reduzidas de acordo com a temperatura.

#### Resistência plástica em temperatura elevada

Dessa forma, a resistência à encurvadura plástica ( $M_{fi,\theta,Rd}$ ) de vigas alveolares em situação de incêndio é obtida através da equação 3.31. Assumindo uma distribuição de temperatura uniforme em vigas de classe 1 ou 2, de acordo com EN1993-1-2 [39] e EN1993-1-1 [7].

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} [\gamma_{M,0}/\gamma_{M,fi}] M_{Rd} \quad (3.31)$$

Sendo,  $k_{y,\theta}$  igual ao limite de escoamento reduzido em função da temperatura,  $M_{Rd}$  a resistência plástica da seção transversal e  $\gamma_{M,fi}$  o fator de segurança para a propriedade considerada em função da temperatura.

## Encurvadura lateral torsional

A verificação de resistência à encurvadura lateral torsional é dada conforme a equação 3.32, onde, cada parâmetro é modificado de acordo com a temperatura associada.

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_y k_{y,\theta} \frac{f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad (3.32)$$

Em que,  $\chi_{LT,fi}$  é o fator de redução corrigido para a respectiva temperatura,  $\theta_a$ , dada pela equação 3.33.

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta_a} + \sqrt{\Phi_{LT,\theta_a}^2 - \bar{\lambda}_{LT,\theta_a}^2}} \leq 1 \quad (3.33)$$

Sendo,  $\bar{\lambda}_{LT,\theta_a}$  a esbelteza adimensional em função da temperatura, e  $k_{E,\theta}$  o fator de redução para a máxima temperatura do banzo comprimido em regime elástico [39].

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta_a} = \bar{\lambda}_{LT} [k_{y,\theta_a}/k_{E,\theta_a}]^{0.5} \quad (3.34)$$

Com,  $\Phi_{LT}$  dado pela equação 3.35 e  $\alpha$  definido na equação 3.36.

$$\Phi_{LT,\theta_a} = 0.5 \left[ 1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta_a} + (\bar{\lambda}_{LT,\theta_a})^2 \right] \quad (3.35)$$

$$\alpha = 0.65 \sqrt{235/f_y} \quad (3.36)$$



# Capítulo 4

## Análise de vigas alveolares em temperaturas ambiente e elevadas

### 4.1 Modelo numérico

O objetivo do presente capítulo é entender como os parâmetros geométricos influenciam a resistência de vigas alveolares, especialmente a resistência ao mecanismo de Vierendeel, submetidas a diferentes temperaturas. Para tal, são realizadas comparações dos resultados numéricos, obtidos através do software *Ansys Workbench*, com metodologias analíticas de verificação de segurança, previstas no *Eurocode 3* [1], Lawson e Hicks [9] e propostas por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2].

Para melhor representar o comportamento real das vigas estudadas, o modelo numérico contabiliza imperfeições geométricas locais, e ainda, tensões residuais. A carga aplicada aumenta, linearmente, a cada iteração, utilizando o método de Newton-Raphson. A temperatura é considerada uniforme por toda a viga. O modelo numérico proposto foi validado com a utilização de dados experimentais obtidos por Warren [19].

### 4.1.1 Configuração do software Ansys

O modelo numérico estudado foi desenvolvido através do software *Ansys Workbench*, assim como mencionado anteriormente, para tal, utilizou-se elementos finitos de casca, assim como recomendado por ANSYS® [44], uma vez que, o comprimento da viga é muito maior do que a espessura do banzo e da alma, ou seja, uma estrutura considera fina. Dessa forma, o elemento SHELL 181 é utilizado em todas as análises desenvolvidas no presente estudo.

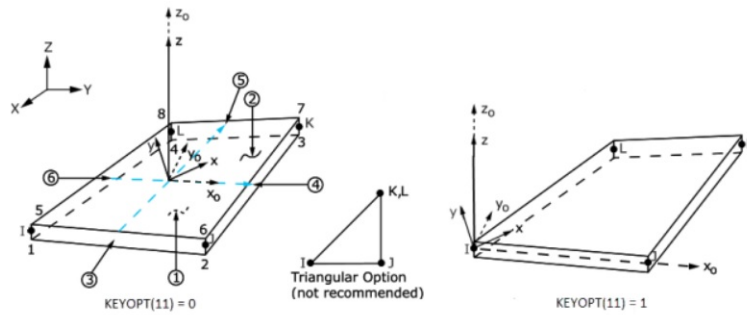


Figura 4.1: Elemento finito utilizado no modelo - SHELL 181. Adaptado do ANSYS® [44].

O elemento SHELL 181, apresentado na figura 4.1, possui 6 graus de liberdade em cada nó: translação e rotação dos respectivos eixos de coordenadas  $x$ ,  $y$  e  $z$ , além disso, as funções de interpolação atribuídas no elemento são de caráter linear. Como a fase plástica do material foi contabilizada, o elemento passa a utilizar no mínimo 5 pontos de integração durante a solução [44]. Ainda, para a posterior aplicação das tensões residuais, a orientação dos elementos dos banzos da viga foram alterados, de modo que, o eixo  $x$  de coordenadas fosse paralelo ao comprimento da viga. A malha adotada no modelo está sendo evidenciada pelas figuras 4.2b e 4.2a.

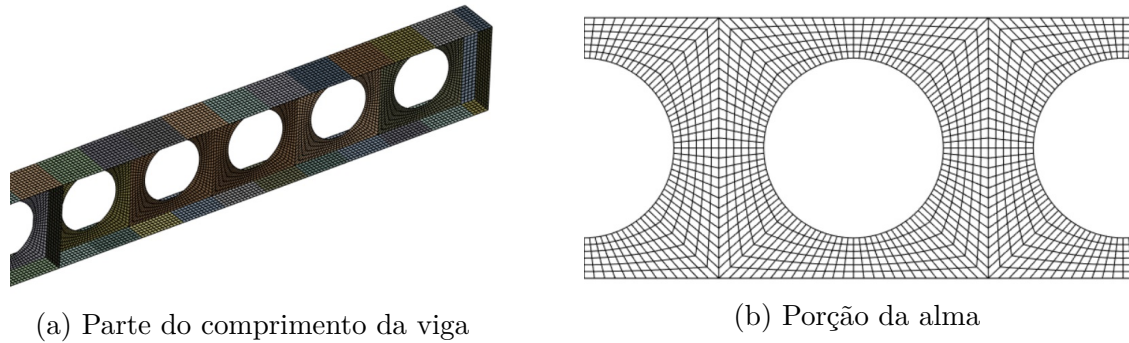
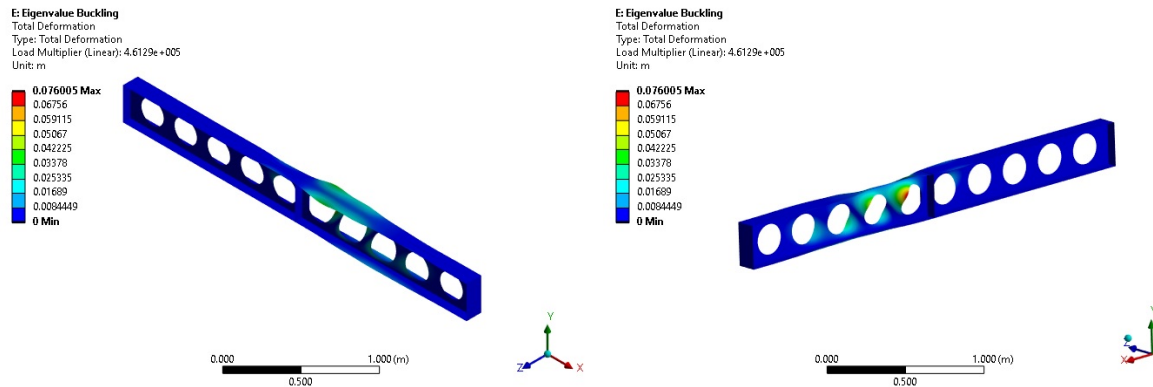


Figura 4.2: Malha adotada nas análises.

O presente modelo contabiliza, apenas, imperfeições locais, uma vez que, imperfeições globais influenciam o surgimento da encurvadura lateral torsional [8], e como o objetivo do estudo é avaliar o comportamento do mecanismo de Vierendeel apenas imperfeições locais foram computadas. Sendo assim, as imperfeições locais são obtidas através das análises de *Eigen-buckling*, com isso, atualizando a geometria de acordo com o primeiro modo de encurvadura apresentado. A amplitude máxima da imperfeição geométrica adotada foi de  $H/200$ , assim como, recomendado por EN1993-1-5 [14]. As figuras 4.3a e 4.3b apresentam o primeiro modo de encurvadura de uma viga alveolar utilizada para a validação do modelo.



(a) Vista isométrica.

(b) Vista lateral-traseira.

Figura 4.3: Primeiro modo de encurvadura da viga 1A.

O padrão de tensões residuais utilizado no modelo numérico desse estudo foi proposto por ECCS [17]. As vigas alveolares que foram analisadas por Silva [8] não sofreram grandes alterações nas suas resistências devido as tensões residuais no montante da alma. Dessa forma, como as vigas estudadas no presente trabalho possuem semelhanças geométricas com as vigas analisadas por Silva [8], são consideradas, somente, as tensões residuais nos banzos da viga, de acordo com as figuras 4.4.

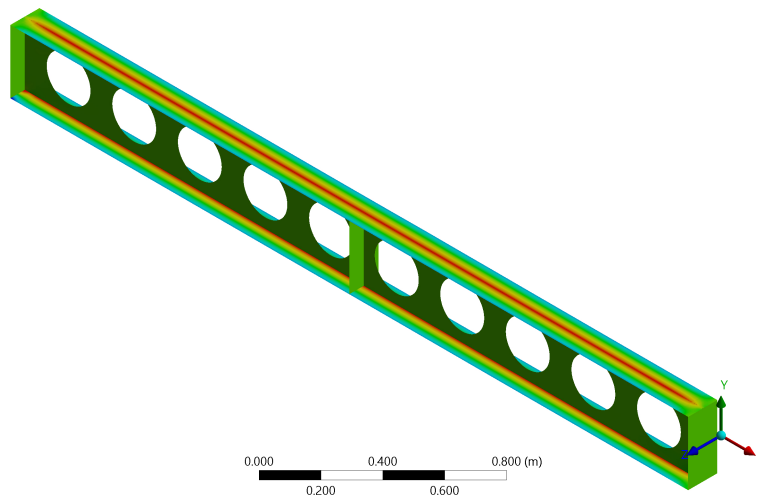


Figura 4.4: Padrão de tensões residuais utilizadas no modelo.

A implementação das tensões residuais é realizada através do comando ANSYS Parametric Design Language (APDL): *INISTATE* com o valor máximo de  $0.3f_y$ , em que, o centro do banzo esta sob tração e as pontas em compressão como apresentado na figura acima.

#### 4.1.2 Validação do modelo numérico

O modelo numérico descrito na seção anterior é validado com a utilização dos dados experimentais de Warren [19]. A viga, denominada 1A pelo autor, era simplesmente apoiada e carregada por uma carga concentrada na metade do seu comprimento, haviam restritores laterais para evitar a encurvadura lateral torsional, como descrito pela figura 4.5, a carga foi aplicada através de uma prensa hidráulica, no ponto de aplicação havia um enrijecedor, também apresentado pela figura 4.5. A carga foi aplicada em incrementos de 11.4 KN até 80.1 KN, após isso, os incrementos foram de 5.7 KN até a falha, a flange apresentou encurvadura a 114 KN, contudo, a carga da falha foi considerada de 199.5 KN onde a viga deslocava-se sob um carregamento constante. O mecanismo de falha da viga foi considerado como o de Vierendeel.

Para o modelo numérico de validação, a viga é restringida axialmente em uma das extremidades e verticalmente em ambas, o movimento lateral (eixo  $Z$ ) da porção apoiada da alma é restringido em ambas extremidades além, de onde há presença de restritores laterais. A figura 4.6 apresenta a distribuição de Von-Mises do modelo para a máxima carga.

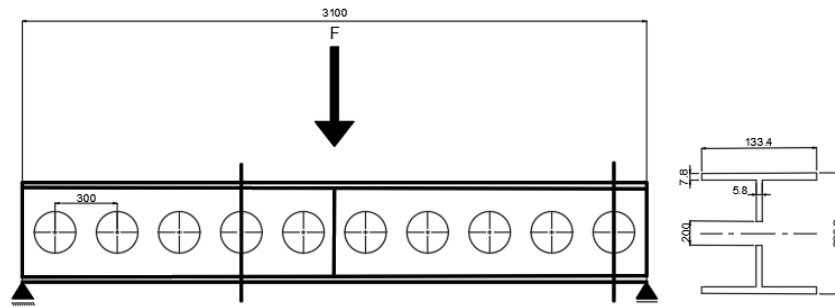


Figura 4.5: Condições de apoio e carga da viga 1A. Adaptado do Warren [19].

Ainda, foram acrescentadas tensões residuais, apresentadas anteriormente, e imperfeições geométricas com amplitude máxima de  $H/200$ ,  $H/100$  e  $H/50$  para avaliar a influência das imperfeições geométricas no modelo. Os gráficos 4.7 apresentam o deslocamento vertical do sensor V3 [19], localizado na furação adjacente à carga, acoplado na flange superior ao centro do furo em função da carga aplicada.

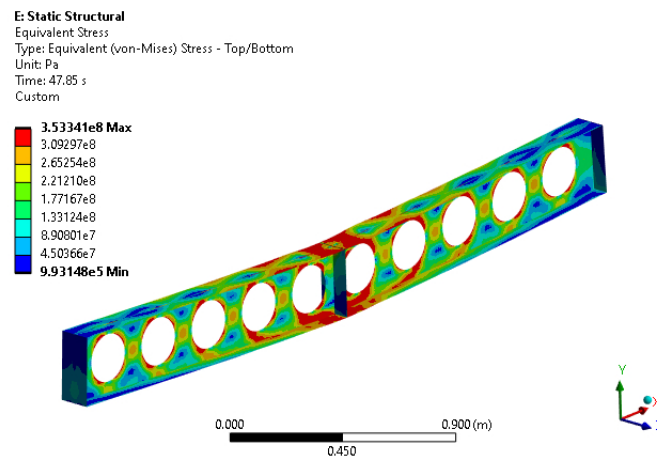


Figura 4.6: Distribuição de tensões de Von-mises - Validação do modelo numérico.

Com isso, percebe-se que o modelo numérico consegue prever o comportamento do experimento de maneira satisfatória, onde, a diferença das curvas está atrelada à diferença de rigidez entre o modelo numérico e o teste experimental. O deslocamento vertical

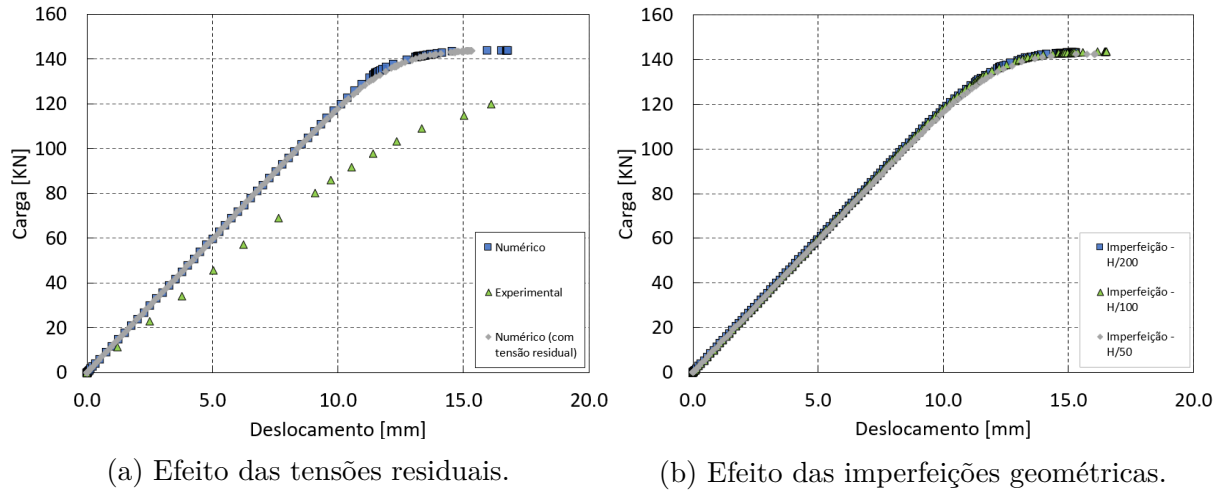


Figura 4.7: Deslocamento vertical - Viga 1A.

apresentou um desvio relativo médio na ordem de 3%, ainda, constata-se que o as tensões residuais não alteraram o modelo de forma significativa para a viga 1A, contudo, é necessário avaliar o a influência das tensões em uma gama maior de vigas. O gráfico 4.7b descreve o efeito das amplitudes das imperfeições geométricas locais no modelo estudado, não apresentando influência significativa no comportamento do mesmo.

## 4.2 Casos de estudo

O presente trabalho utiliza o modelo numérico descrito para avaliar a influência dos parâmetros geométricos na resistência da seção transversal de vigas alveolares, para tal, estuda vigas com o perfil IPE400 fabricado em aço S355, descrito na figura 4.8, de 6 metros de comprimento. As condições de simetria são exploradas, ou seja, simula-se apenas a metade da viga, para tal, atribui-se as condições necessárias de constrangimento à meio vão, as figuras 4.9 representam as condições de apoio de meia viga. Ainda, avalia-se o efeito da mudança de temperatura na resistência da viga.

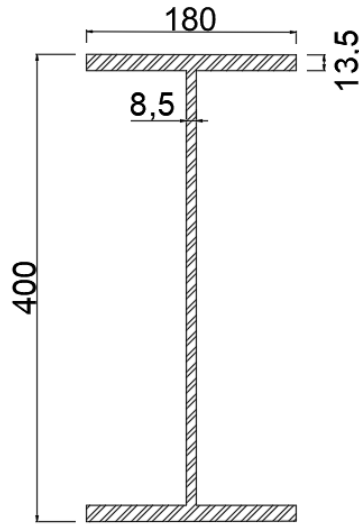
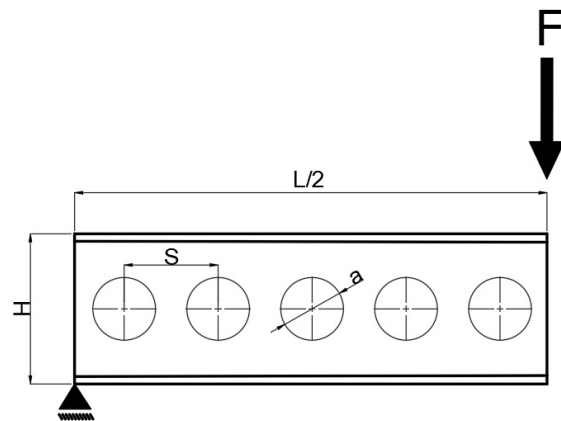
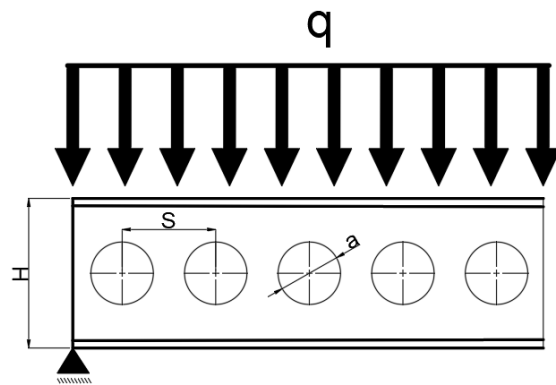


Figura 4.8: Perfil IPE400.

Na figura 4.9 está sendo apresentada as condições de apoio e simetria. A extremidade apoiada (Banzo inferior) da viga não possui deslocamentos nos eixos  $x$  ou  $y$ , ainda, não havendo movimentação da porção apoiada da alma no eixo  $z$ . Para simular a condição de simetria a extremidade a direita não possui translação no eixo  $x$  e rotação ao redor do eixo  $z$ , ainda, o movimento da alma no eixo  $z$  também foi restringido para evitar a encurvadura lateral torsional. Para o estudo são analisados dois tipos de carregamento, distribuído e concentrado, de acordo com a 4.9. Um enrijecedor é implementado na extremidade onde a carga pontual é aplicada, porém, não é utilizado para o carregamento distribuído.



(a) Carregamento Pontual.



(b) Carregamento distribuído.

Figura 4.9: Condições de apoio e simetria.

A tabela 4.1 apresenta as variáveis parametrizadas no modelo numérico estudado, dessa forma, avalia-se vigas com nove perfis de seções transversais diferentes, alterando-se a altura, diâmetro e espaçamento da viga, além da, temperatura. Ao submeter a viga à temperaturas elevadas, altera-se, as propriedades do material, com isso, no modelo desenvolvido utiliza-se a redução devido à altas temperaturas proposta por EN1993-1-2 [39]. A figura 4.10 apresenta curva tensão-deformação para as temperaturas avaliadas no presente estudo.

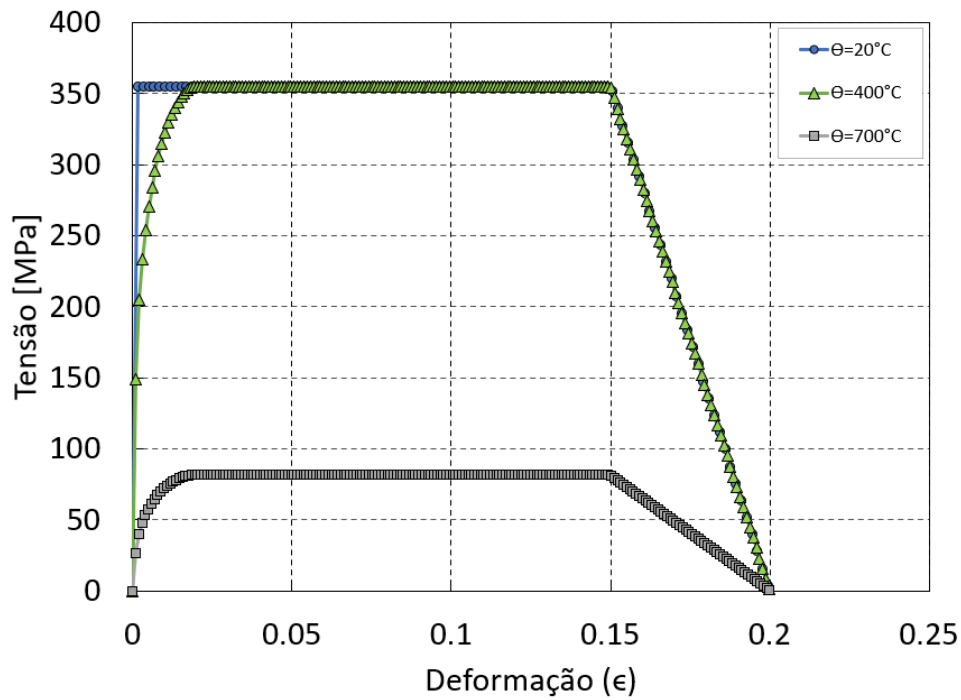


Figura 4.10: Curvas tensão-deformação em altas temperaturas.

Tabela 4.1: Parâmetros geométricos e de temperaturas avaliados no estudo.

		Parametrização
Altura		$H=h[1.4-1.6-1.8]$
Diâmetro		$a=h[0.8-1-1.2]$
Espaçamento		$S=a[1.1-1.3-1.6-2.1-2.6-3.1-3.6-4.1-4.6-5.1-5.6-6.1-8.1-9.1-10.1]$
Temperatura		$\theta_a=[22-400-700]^{\circ}C$

## 4.3 Modos de colapso de vigas de vigas alveolares

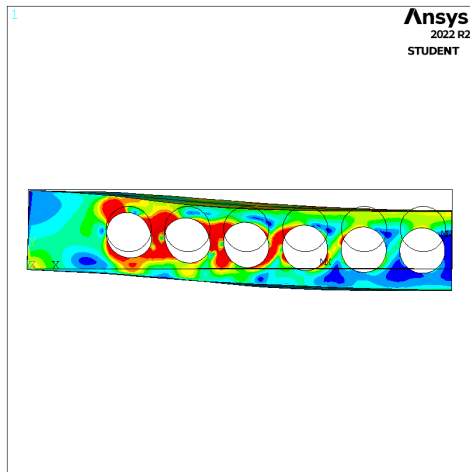
A partir dos resultados obtidos pelo modelo numérico, é possível determinar as cargas, deformações e distribuições de tensões de Von-mises, com isso, pode-se determinar o modo de colapso de cada caso estudado. Os resultados numéricos são discutidos no presente capítulo, para tal, a distribuição de tensões de Von-Mises dos casos mais representativos são apresentadas, ainda, as curvas do deslocamento vertical em função do carregamento são evidenciadas no presente capítulo e pelo anexo A

### 4.3.1 Carregamento distribuído

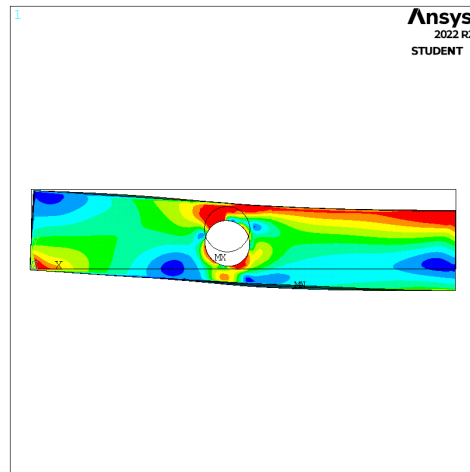
O carregamento distribuído é caracterizado pela variação do esforço de corte em função da posição, ou seja, furos mais próximos aos apoios estão sujeitos a um maior esforço de corte, o momento varia parabolicamente, assim, atingindo maiores valores ao centro da viga. Os resultados obtidos são apresentados nessa seção, para tal, analise-se os efeitos das variações dos parâmetros geométricos nas resistências das vigas estudadas.

### Influência dos parâmetros geométricos

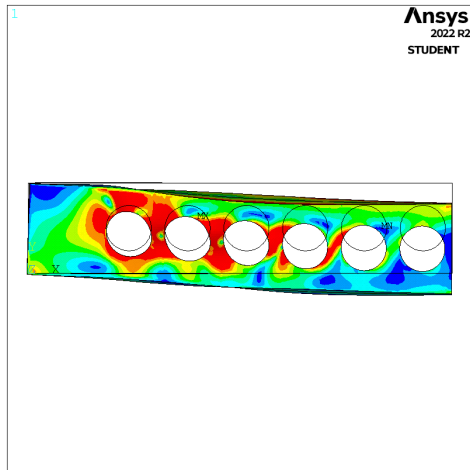
As propriedades da seção transversal variam em função dos parâmetros geométricos, conseqüentemente, alterando as suas propriedades, bem como, a sua resistência. Dessa forma, os efeitos da alteração dos parâmetros geométricos da seção transversal são apresentados abaixo. Analisa-se, a influência da variação da altura, diâmetro e espaçamento, já apresentados na tabela 4.1, nos modos de instabilidade, principalmente, em relação ao mecanismo de Vierendeel. Além disso, é apresentado os efeitos das altas temperaturas no comportamento geral da viga. A figura 4.11 apresenta as distribuições de Von-Mises das vigas com diâmetro igual a  $a = 0.8h$  em temperatura ambiente.



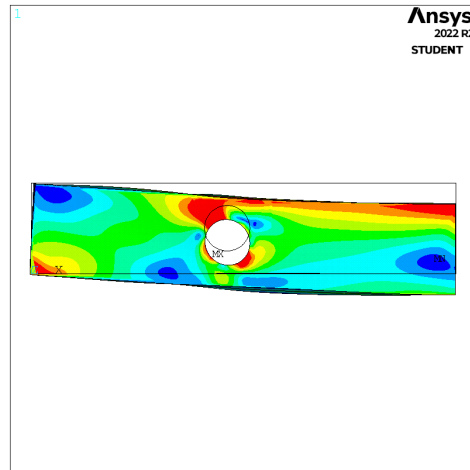
(a) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 1.3a$ .



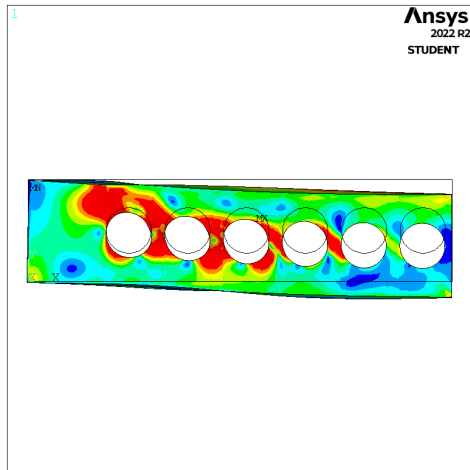
(b) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .



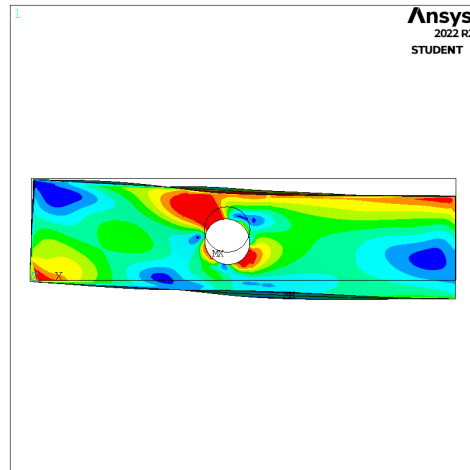
(c) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 1.3a$ .



(d) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .



(e) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 1.3a$ .



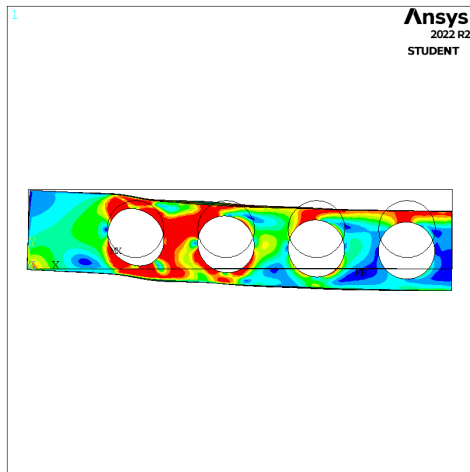
(f) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .

Figura 4.11: Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro  $a = 0.8h$ .

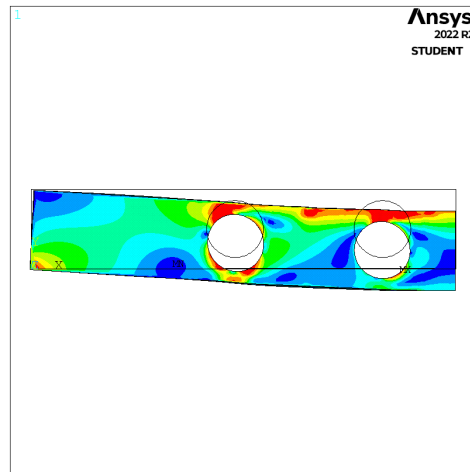
Observa-se que o padrão de tensões segue o mesmo comportamento para as três alturas, onde, vigas com espaçamentos menores apresentam tensões que se concentram no montante da alma, devido ao seu pequeno comprimento, ocasionando a encurvadura do montante da alma.

As furações que estão mais próximas ao apoio apresentam tensões que se propagam a partir do furo em um plano inclinado. Dessa forma, os furos próximos aos apoios começam a sofrer a influência do mecanismo de Vierendeel. Com isso, começam a apresentar uma diminuição de resistência atribuída a esse mecanismo. A influência do mecanismo de Vierendeel começa a ficar mais evidente com o aumento do diâmetro do furo, como evidenciado nas figuras 4.12 abaixo, onde o furo aumenta para  $a = 1h$ .

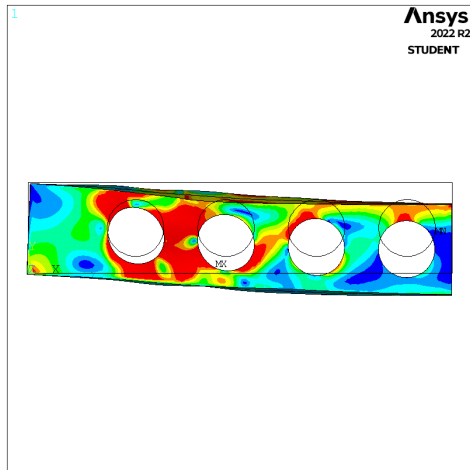
Nota-se que os furos, iguais a  $a = 1h$ , mais próximos ao centro da viga começam a apresentar plastificação da seção transversal, devido ao alto momento que estão sendo submetidos, ainda, fica evidente que o mecanismo de Vierendeel é mais sensível ao esforço de corte, onde, as furações submetidas a esse esforço apresentam distribuição de tensões que caracterizam o mecanismo.



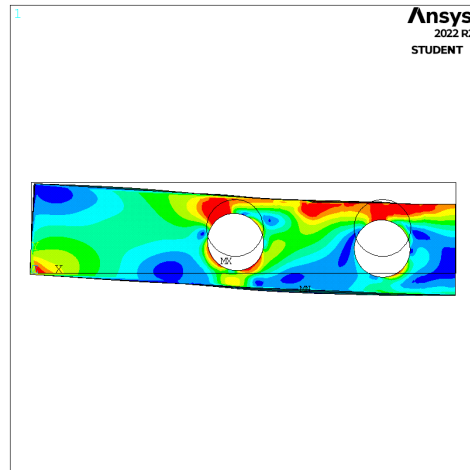
(a) Altura  $H = 1.4$  e espaçamento  $S = 1.6a$ .



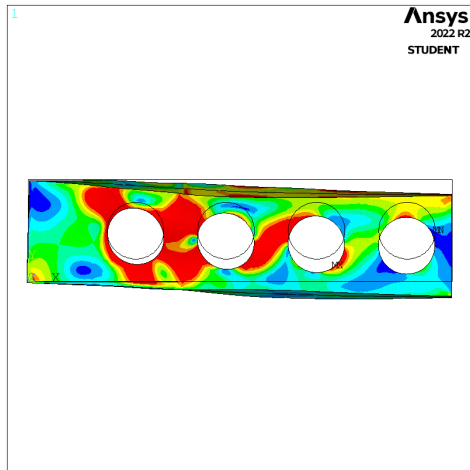
(b) Altura  $H = 1.4$  e espaçamento  $S = 2.6a$ .



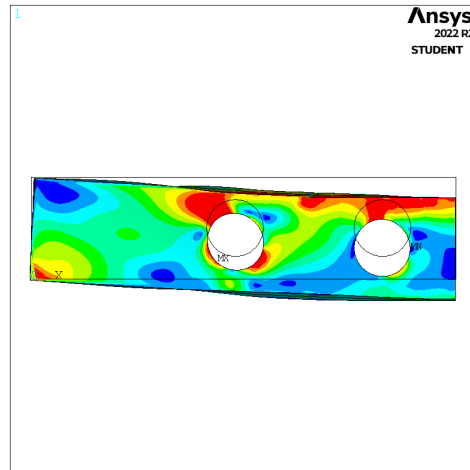
(c) Altura  $H = 1.6$  e espaçamento  $S = 1.6a$ .



(d) Altura  $H = 1.6$  e espaçamento  $S = 2.6a$ .



(e) Altura  $H = 1.8$  e espaçamento  $S = 1.6a$ .



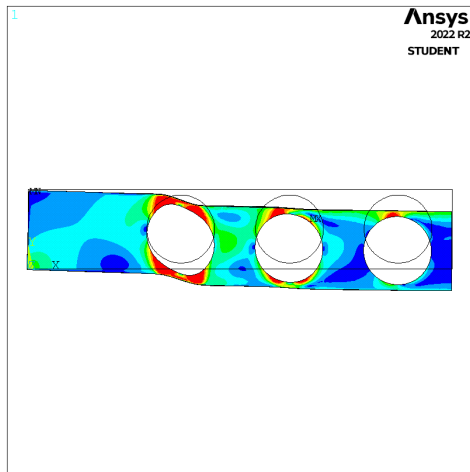
(f) Altura  $H = 1.8$  e espaçamento  $S = 2.6a$ .

Figura 4.12: Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro  $a = 1h$ .

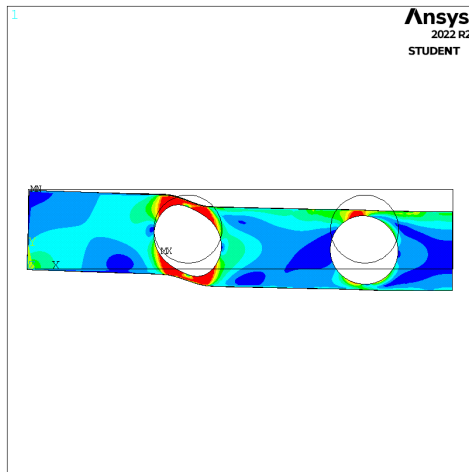
Dessa forma, o aumento do diâmetro do furo, faz com que espaçamentos que antes produziam uma plastificação da seção furada, comecem a instabilizar devido ao mecanismo de Vierendeel. Esse efeito é ainda mais presente ao aumentar o diâmetro do furo para  $a = 1.2h$ , onde, a maioria das vigas estudadas instabilizam devido a interação do esforço de corte e momento ao redor da furação. Uma vez que, ao aumentar o diâmetro da furação a área  $T_e$  é reduzida, conseqüentemente, reduzindo a resistência ao esforço de corte da seção transversal, por conseguinte, aumentando a influência que o mecanismo de Vierendeel exerce sob a resistência da viga.

As vigas com diâmetro igual a  $a = 1.2h$ , apresentadas pelas figuras abaixo 4.13, colapsam devido ao mecanismo de Vierendeel, onde, as tensões estão concentradas ao redor do primeiro furo, nota-se que as tensões não conseguem se propagar através do montante da alma, ainda, a furação mais próxima ao centro da viga não apresenta grandes tensões como ocorrido em menores diâmetros, efeitos que são consequência da instabilização prematura devido ao mecanismo de Vierendeel. Observa-se que, ao aumentar a altura da viga as tensões conseguem se propagar através do montante da alma, além, do banzo superior próximo ao furo mais ao centro da viga.

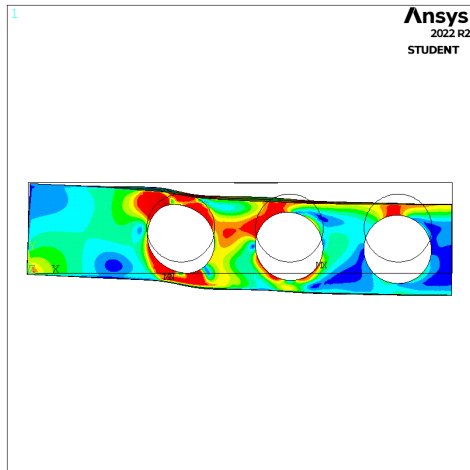
Além disso, a influência das imperfeições geométricas fica mais evidente em vigas com o aumento da altura, assim, apresentando uma tendência de torção dos banzos inferior e superior, dessa forma, sofrendo com a encurvadura local, como apresentado pelas figuras 4.13f e 4.13e.



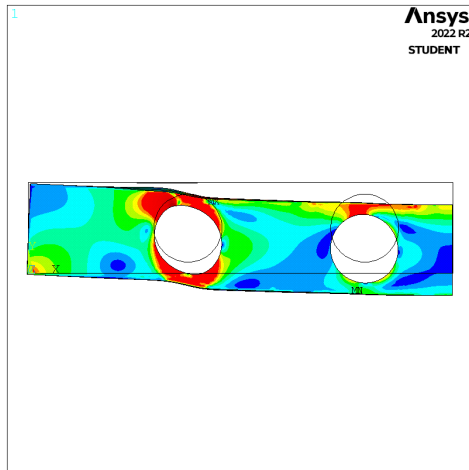
(a) Altura  $H = 1.4$  e espaçamento  $S = 1.6a$ .



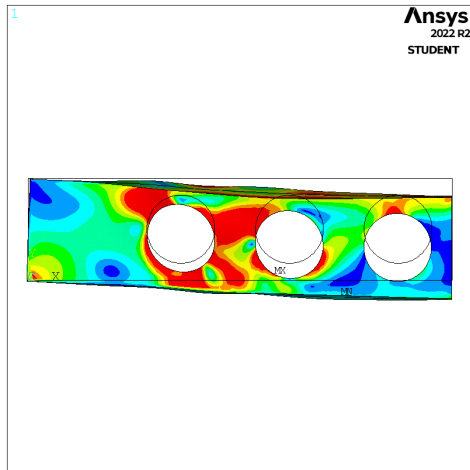
(b) Altura  $H = 1.4$  e espaçamento  $S = 2.6a$ .



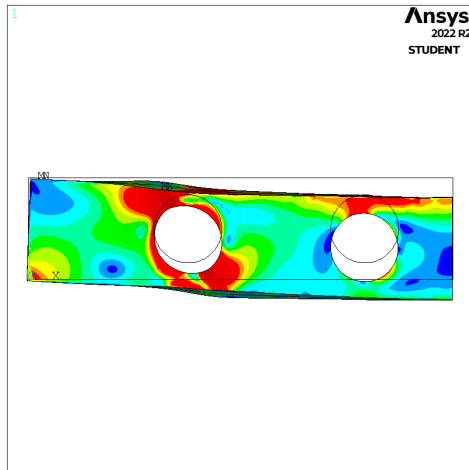
(c) Altura  $H = 1.6$  e espaçamento  $S = 1.6a$ .



(d) Altura  $H = 1.6$  e espaçamento  $S = 2.6a$ .



(e) Altura  $H = 1.8$  e espaçamento  $S = 1.6a$ .



(f) Altura  $H = 1.8$  e espaçamento  $S = 2.6a$ .

Figura 4.13: Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro  $a = 1.2h$ .

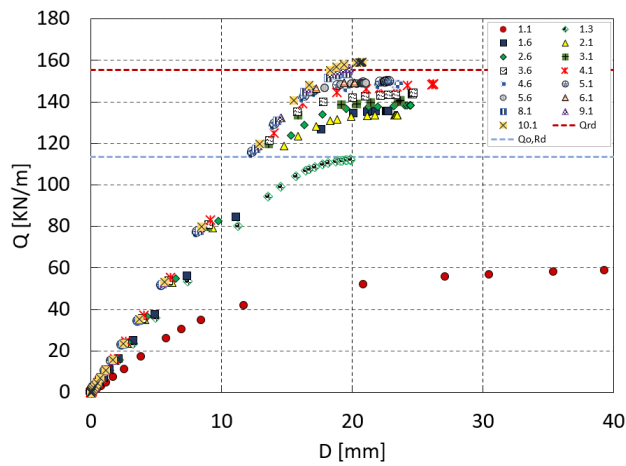
A influência das aberturas na alma da viga alteram não só, os modos de instabilidade da viga, mas também a sua resistência e deslocamento. Dessa forma, avalia-se os desempenhos das vigas através dos gráficos abaixo 4.14, onde, estão sendo representadas a evolução das cargas em função do deslocamento vertical do centro da viga, assim, conseguindo determinar o instante em que a viga entra no regime plástico, bem como, o seu modo de colapso e carga máxima. As linhas horizontais são as representações das cargas plásticas para seção sólida e furada, sendo tomadas ao centro da viga.

Dessa forma, a análise dos gráficos de carga em função da deformação evidenciam que as vigas que possuem pequenos diâmetros, como é caso dos diâmetros  $a = 0.8h$ , começam a plastificar a partir do limite plástico da seção furada, conseguindo atingir valores próximo a carga plástica para vigas com grandes espaçamentos, ou seja, se comportando de maneira similar a uma viga de alma sólida. Porém, as vigas com pequenos espaçamentos não conseguem atingir a menor carga plástica para a seção furada, isso é atrelado a influência do mecanismo de Vierendeel e encurvadura do montante da alma para vigas com pequenos comprimentos de montante da alma.

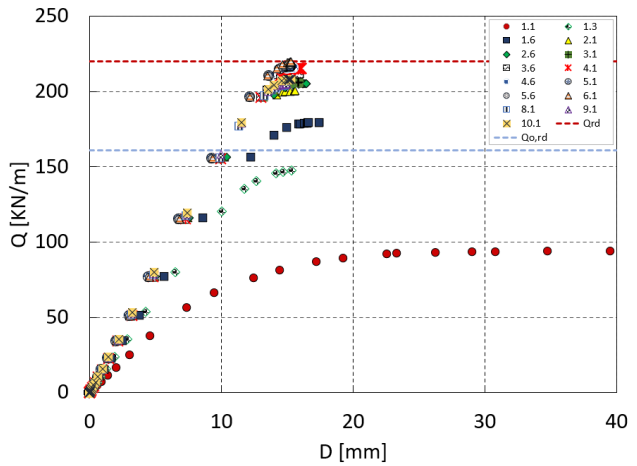
Os efeitos das instabilidades locais ficam evidentes ao aumentar o diâmetro do furo, uma vez que, devido a baixa resistência ao esforço de corte das vigas representadas. Esse efeito é responsável pela redução de resistência para vigas com grandes espaçamentos, onde os furos começam a se aproximar do apoio, assim, ficando submetidos a um maior esforço de corte. Contudo, esse efeito é reduzido com o aumento da altura da viga.

As figuras 4.15 apresentam a influência da altura da seção transversal em relação a resistência da viga. Com isso, é possível identificar quando ocorre a mudança do modo de colapso da viga em função do espaçamento.

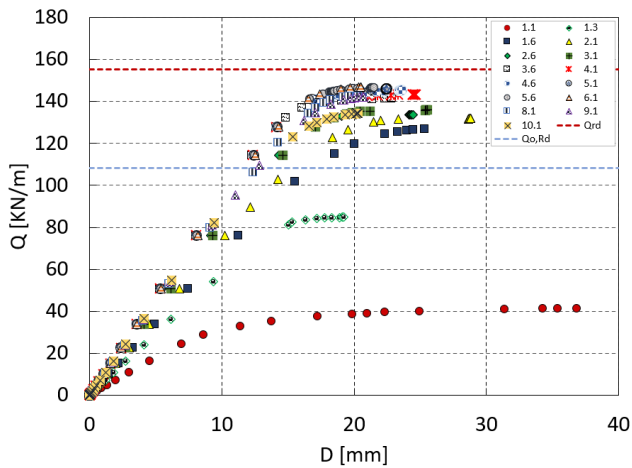
Ao alterar a altura da seção transversal, as vigas com diâmetro iguais a  $a = 0.8h$  mantém o mesmo comportamento, onde, vigas com pequenos espaçamentos e montantes de alma colapsam devido as instabilidades locais, como descrito anteriormente. A partir do espaçamento  $S = 1.6a$ , as vigas começam apresentar plastificação da seção, contudo, com o aumento do espaçamento, os furos começam a se aproximar dos apoios, assim, gerando uma queda de resistência. Para vigas com diâmetros  $a = 1.2h$ , a influência das



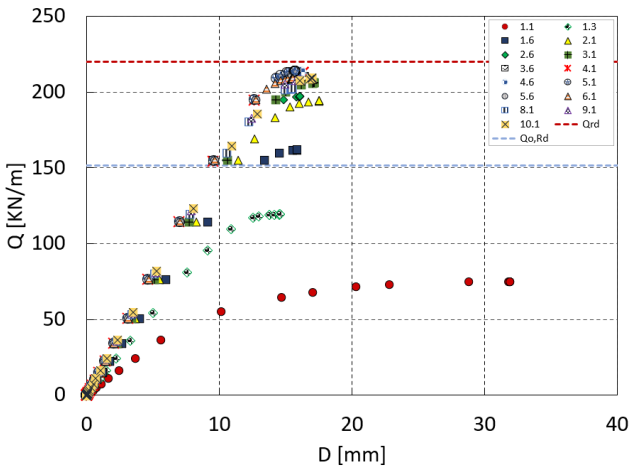
(a) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



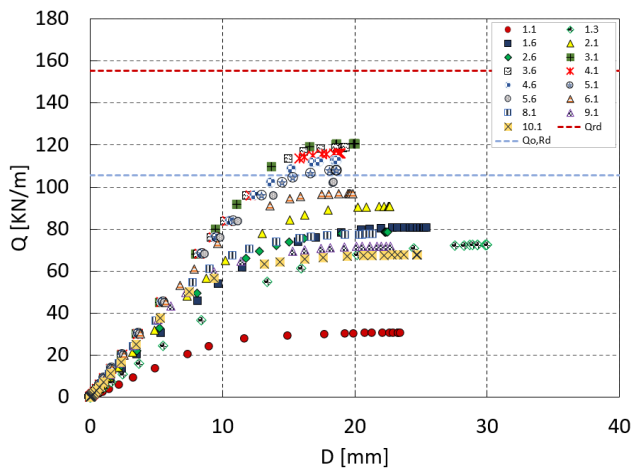
(b) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



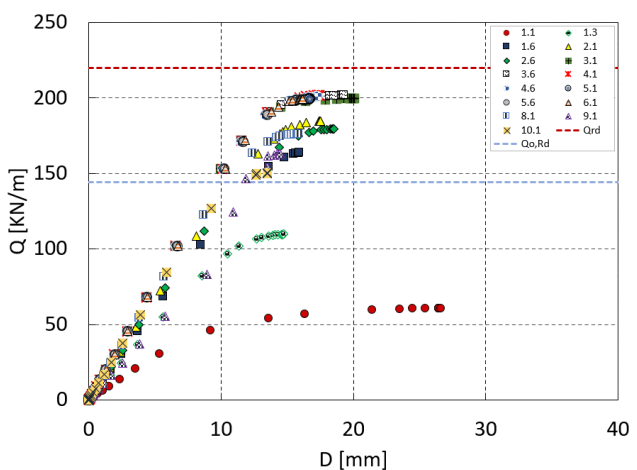
(c) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(d) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(e) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .



(f) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .

Figura 4.14: Evolução da carga em função do deslocamento vertical das vigas.

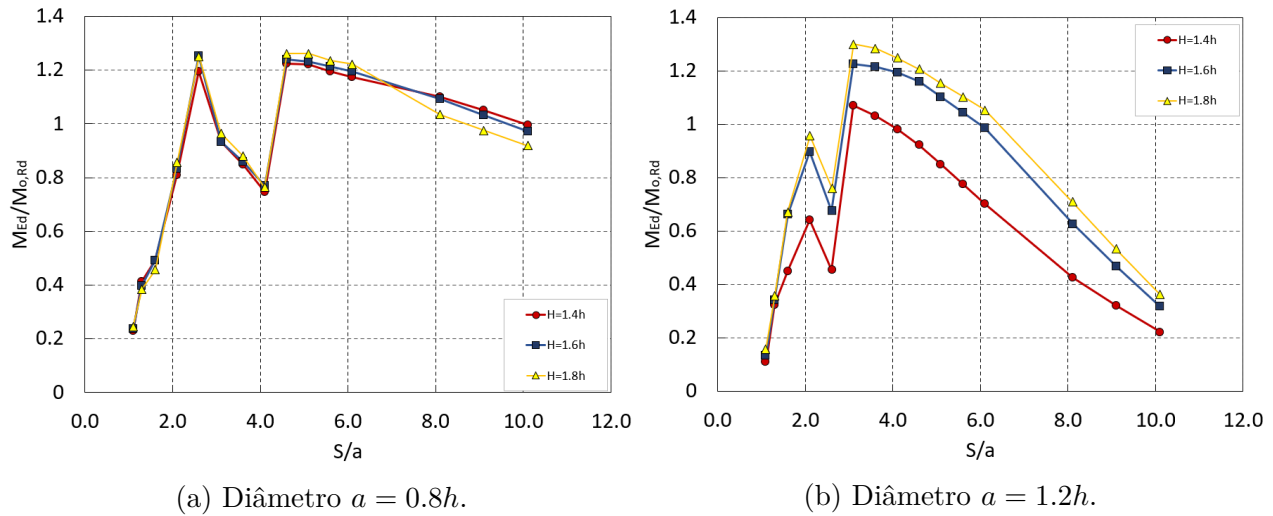
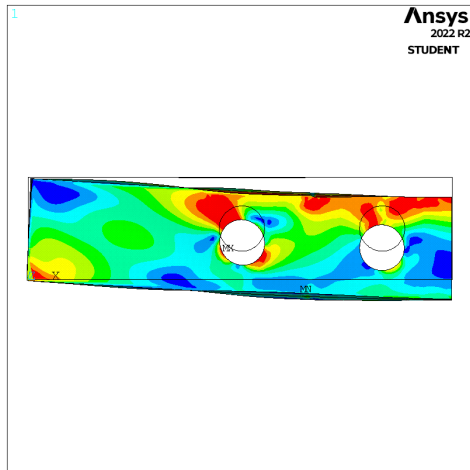


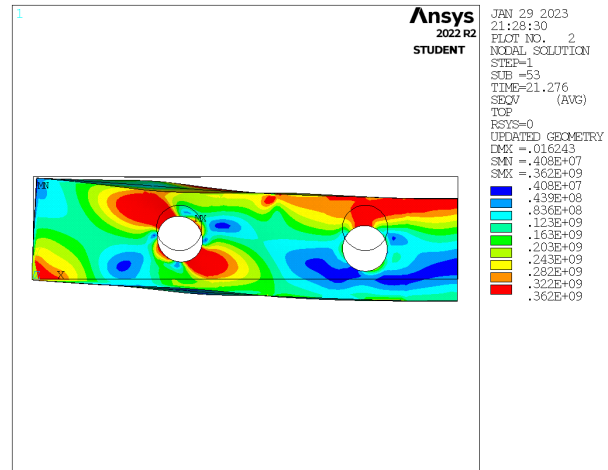
Figura 4.15: Influência da mudança de altura da seção transversal.

instabilidades locais é ainda mais presente, como evidenciado pela figura 4.15b, onde, a maioria dos espaçamentos colapsa abaixo do limite plástico, havendo uma queda de resistência acentuada a medida em que o espaço entre os furos é aumentado. A distância furo-apoio aumenta proporcionalmente com o espaçamento, contudo, para o diâmetro  $a = 1.2h$  e espaçamento  $S = 2.6a$  essa distância é reduzida, como apresentada pelas figuras 5.1d, 4.13f e 4.13b, o mesmo efeito acontece para o diâmetro de  $a = 0.8h$ , no entanto, essa queda se prolonga por mais espaçamentos, as figuras 4.16 apresentam as vigas que perdem resistência ao se aproximar do apoio para o diâmetro  $a = 0.8h$ . Dessa forma, a queda apresentada pelas figuras 4.15 evidenciam a diminuição de resistência da seção furada, sendo consequência das ações do mecanismo de Vierendeel.

Portanto, é evidente os efeitos das instabilidades locais nas vigas com alma furada, principalmente, a influência do mecanismo de Vierendeel. Com isso, é necessário avaliar o desempenho das formulações de prevenção ao colapso para esse mecanismo, descritas no *Eurocode 3* [1] e por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2].



(a) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 3.1a$ .

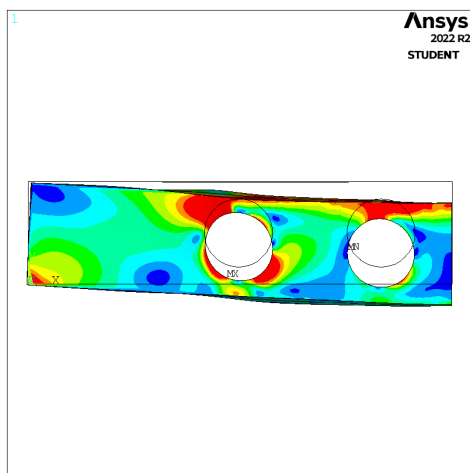


(b) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 4.1a$ .

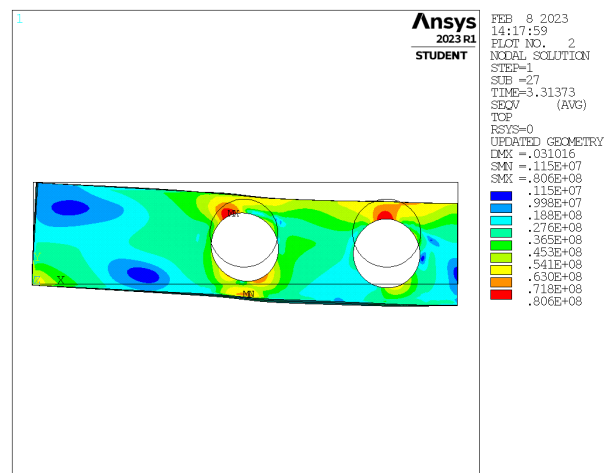
Figura 4.16: Vigas de diâmetro  $a = 0.8h$  com perda de resistência devido à aproximação com o apoio.

### Influência da temperatura

Sabe-se que as propriedades mecânicas dos materiais são dependentes da temperatura, desso modo, esse parâmetro é capaz de alterar a resistência das vigas metálicas, assim, é necessário entender qual é o comportamento dos modos de colapso e instabilidade em função da temperatura. Sendo assim, as figuras 4.17 e 4.18 apresentam uma comparação das distribuições de Von-Mises das vigas submetidas à temperatura ambiente e  $700^{\circ}C$ .



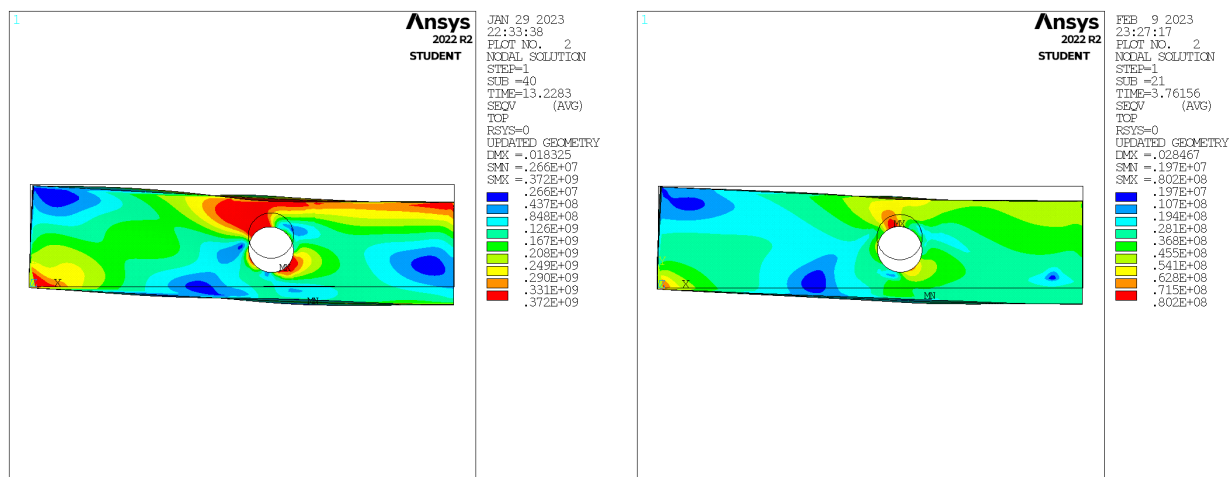
(a) Temperatura ambiente.



(b) Temperatura  $\theta_a = 700^{\circ}C$ .

Figura 4.17: Efeito da temperatura em vigas com  $a = 1.2h$ ,  $H = 1.8h$  e  $S = 2.1a$ .

Desse modo, a forma na qual as tensões se distribuem através da viga não sofrem alterações devido ao aumento de temperatura, ou seja, não há mudança do modo de colapso à diferentes temperaturas, ocorrendo a mudança, apenas, na intensidade das tensões. Sendo assim, a temperatura influencia, somente, nas cargas resistentes, com isso, as figuras 4.19 apresentam as curvas de carga aplicada em função do deslocamento vertical.



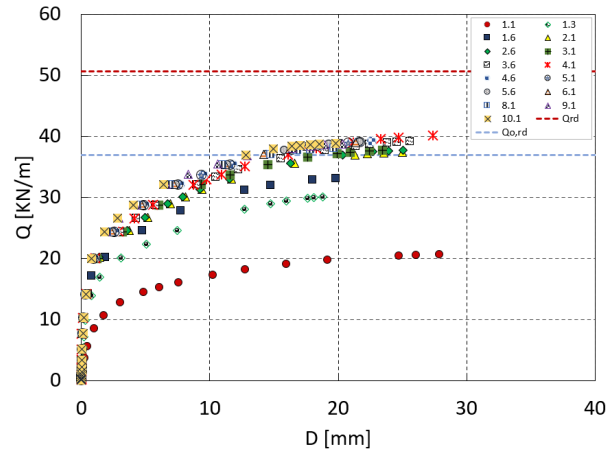
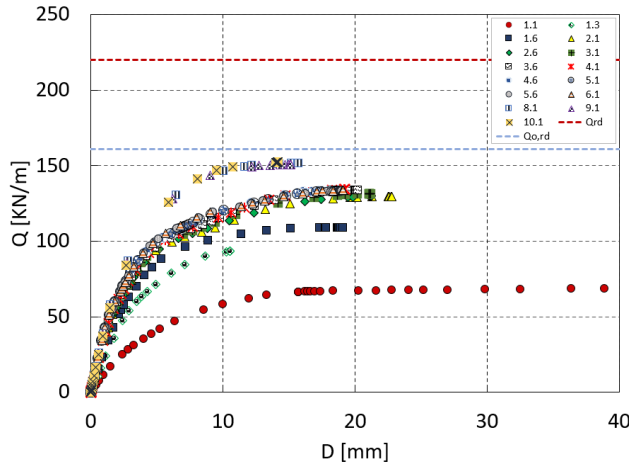
(a) Temperatura ambiente.

(b) Temperatura  $\theta_a = 700^\circ C$ .

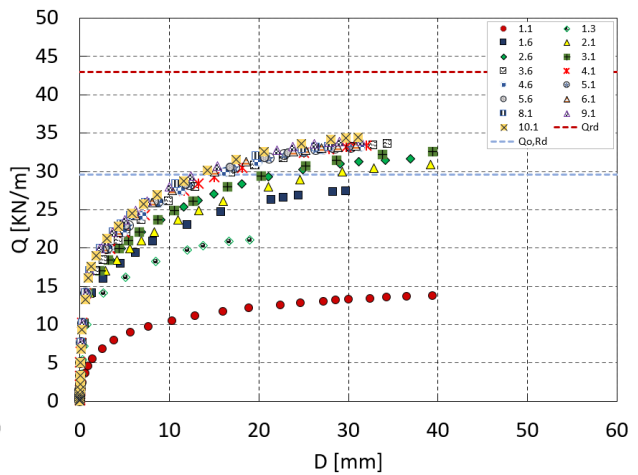
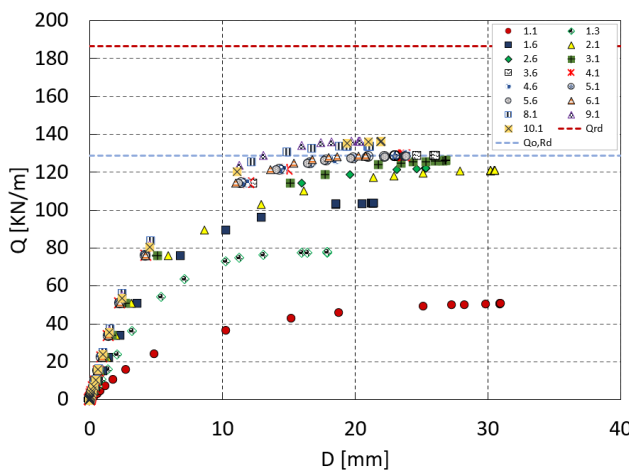
Figura 4.18: Efeito da temperatura em vigas com  $a = 0.8h$ ,  $H = 1.8h$  e  $S = 8.1a$ .

Com isso, é possível identificar que as vigas submetidas à altas temperaturas se deslocam mais, ao compara-las com a figura 4.14, isso é atrelado à mudança das propriedades mecânicas, principalmente, o modo de elasticidade. Ainda, nota-se que as vigas à  $400^\circ C$ , em sua maioria, não conseguem superar a carga plástica da seção furada, uma vez que, a resistência plástica da seção transversal à  $400^\circ C$  tem o mesmo valor para a temperatura ambiente, com  $k_y = 1$ , dessa forma, a diminuição da resistência está atrelada ao  $k_e = 0.7$ . Quando a temperatura atinge  $700^\circ C$  a diminuição de resistência é excessiva, o limite de proporcionalidade é bastante reduzido, com isso, apresentando comportamento plástico de maneira prematura.

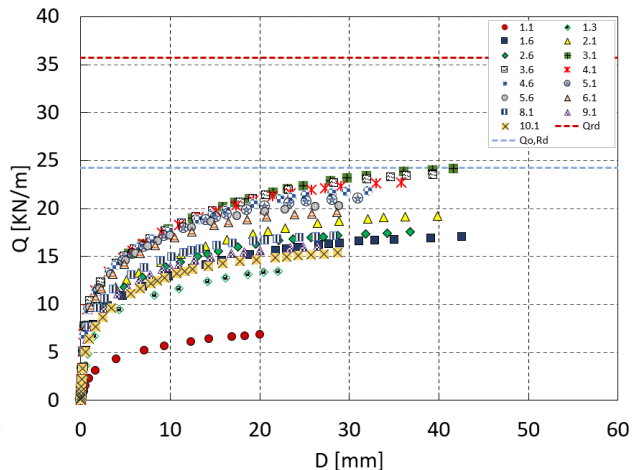
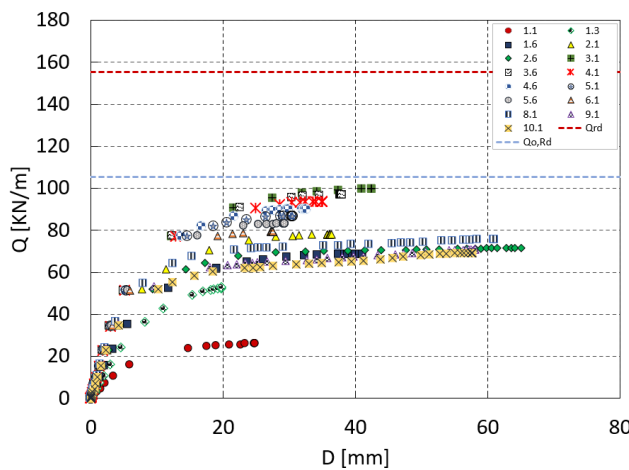
As figuras 4.20 apresentam a influência do aumento da altura na resistência da viga, dessa forma, nota-se que não há alteração do comportamento dos mecanismos de falham,



(a) Altura  $H = 1.8h$ , diâmetro  $a = 0.8h$  e  $\theta_a = 400$ . (b) Altura  $H = 1.8h$ , diâmetro  $a = 0.8h$  e  $\theta_a = 700$ .



(c) Altura  $H = 1.6h$ , diâmetro  $a = 1h$  e  $\theta_a = 400$ . (d) Altura  $H = 1.6h$ , diâmetro  $a = 1h$  e  $\theta_a = 700$ .



(e) Altura  $H = 1.4h$ , diâmetro  $a = 1.2h$  e  $\theta_a = 400$ . (f) Altura  $H = 1.4h$ , diâmetro  $a = 1.2h$  e  $\theta_a = 700$ .

Figura 4.19: Evolução da carga em função do deslocamento vertical das vigas.

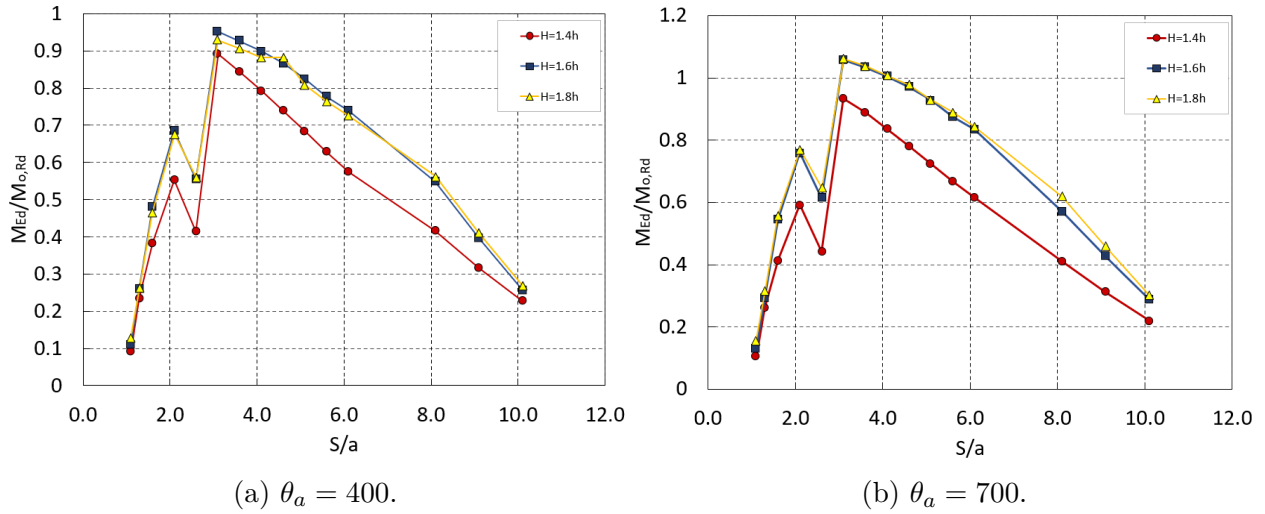
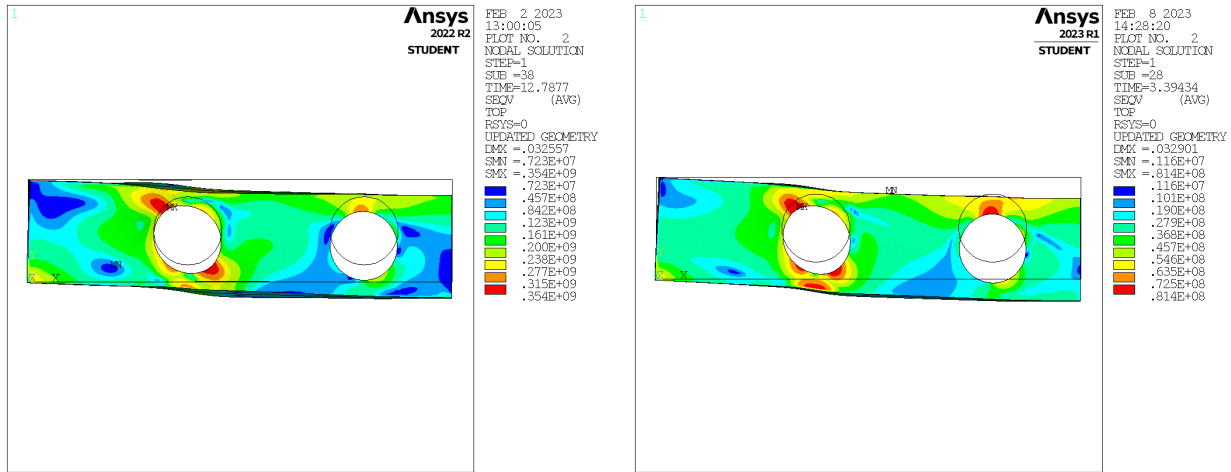


Figura 4.20: Vigas de diâmetro  $a = 1.2h$  com perda de resistência devido à aproximação com o apoio em altas temperaturas.

como mencionado anteriormente, apenas a redução da carga de colapso em função da temperatura, sendo assim, é preciso atestar se as verificações de segurança conseguem prever as perdas de resistência das vigas, além do comportamento dos modos de instabilidade. Ainda, percebe-se que as vigas com menores  $T\hat{e}s$  sofrem com uma maior perda de resistência ao aumentar o espaçamento (se aproximar do apoio), essa redução é consequência do mecanismo de Vierendeel.

Quando o furo se aproxima do ponto de apoio há um aumento da atuação do esforço de corte, de maneira similar ao apresentado na seção anterior, com isso, há uma redução de resistência da viga para esses casos, como evidenciado na figura 4.20 para os espaçamentos de  $S = 2.6a$ , sendo assim, as figuras 4.21 apresentam as distribuições de Von-Mises para os espaçamentos mencionados.



(a)  $a = 1.2h$ ,  $S = 2.6a$  e  $\theta_a = 400$ .

(b)  $a = 1.2h$ ,  $S = 2.6a$  e  $\theta_a = 700$ .

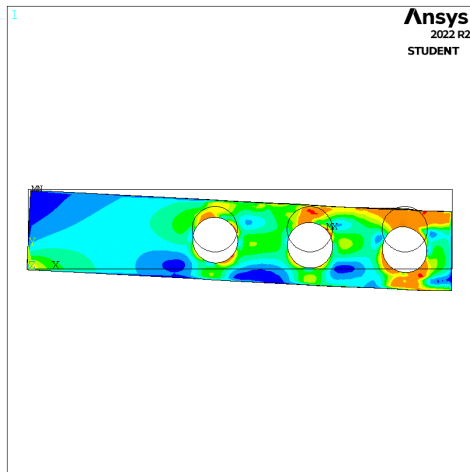
Figura 4.21: Distribuição de Von-Mises com vigas que apresentam queda de resistência.

### 4.3.2 Carregamento pontual

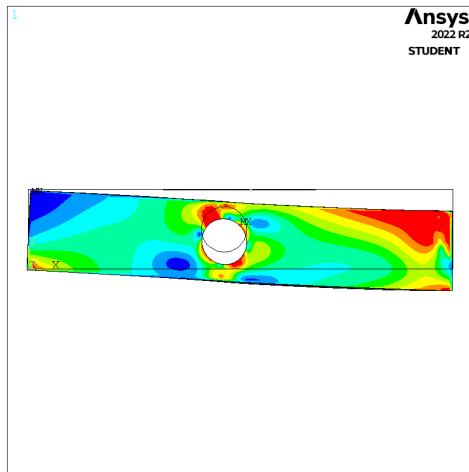
Diferente do carregamento distribuído, onde, o esforço de corte varia em relação a posição da viga, o carregamento pontual possui esforço de corte com módulo constante em todo comprimento da viga, sendo assim, o momento fletor é o único esforço variando em função da posição. As figuras 4.22 apresentam as distribuições de Von-Mises para as vigas com diâmetro  $a = 0.8h$ .

De acordo com as distribuições de Von-Mises, nota-se que à medida em que o furo se aproxima do apoio, as tensões começam a se propagar em um plano inclinado em relação ao centro do furo, assim, caracterizando o mecanismo de Vierendeel, ou seja, sendo mais sensível ao esforço de corte, como já discutido anteriormente. Contudo, as seções furadas próximas ao ponto de aplicação da carga começam a apresentar uma plastificação da seção Tê, essa plastificação é consequência do alto momento fletor.

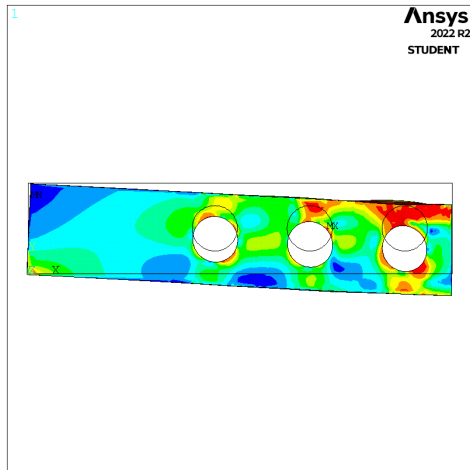
A partir das figuras 4.22a, 4.22c e 4.22e, observa-se que as plastificações se concentram, principalmente, nos Tês superiores das furações mais ao centro da viga, não havendo grandes concentrações nos furos mais a esquerda, uma vez que, o esforço de corte é constante por todo o comprimento.



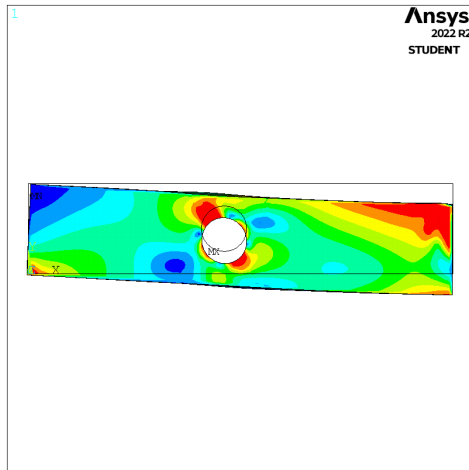
(a) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



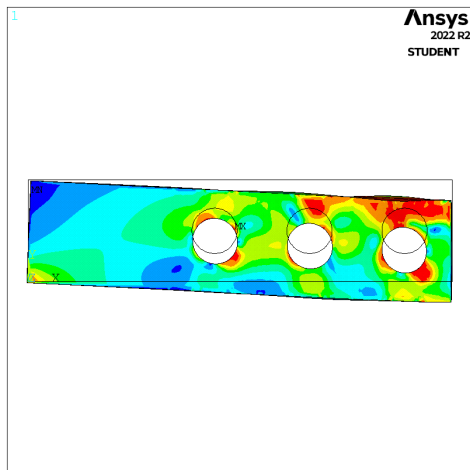
(b) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .



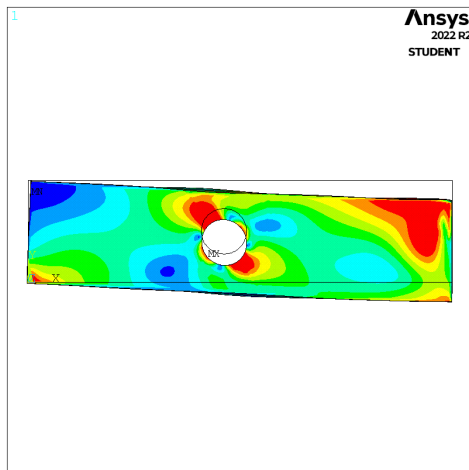
(c) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



(d) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .



(e) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



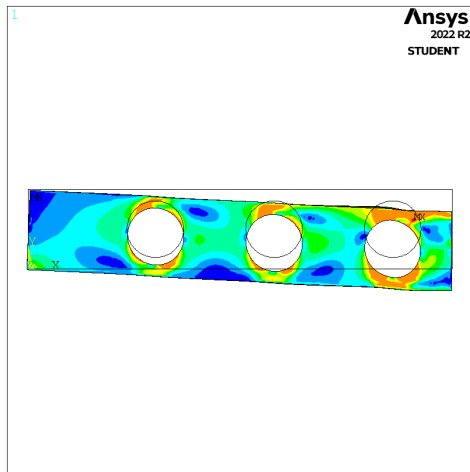
(f) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .

Figura 4.22: Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro  $a = 0.8h$ .

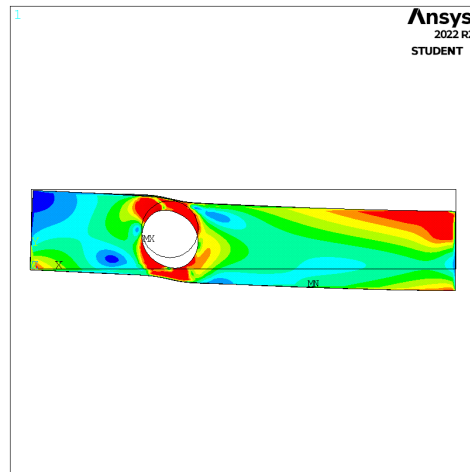
Portanto, o efeito do mecanismo de Vierendeel é minimizado devido ao esforço de corte constante, com isso, as vigas apresentam uma plastificação da seção em todos os espaçamentos analisados para o diâmetro de  $a = 0.8h$ . Ao aumentar o diâmetro do furo para  $a = 1h$ , as tensões se propagam seguindo o mesmo comportamento das vigas com diâmetro iguais a  $a = 0.8h$ , porém, para as vigas com diâmetro  $a = 1h$ , as tensões devido ao mecanismo Vierendeel se propagam em uma direção mais inclinada em relação ao centro do furo, ao compará-las com as vigas de diâmetro  $a = 0.8h$ , assim como evidenciado nas figuras 4.23.

É possível identificar que as tensões começam a se propagar a partir do ponto de aplicação da carga, através do banzo superior, assim, tendendo a plastificar a seção transversal, dessa forma, a medida em que o furo se desloca a esquerda, as tensões ao redor da furação são predominantemente em recorrência do mecanismo de Vierendeel, e não paralelas a alma da viga.

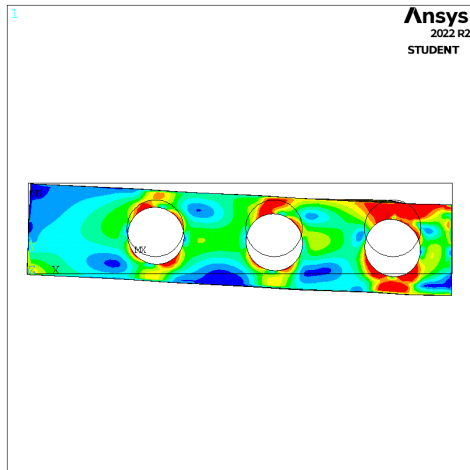
Além disso, as imperfeições geométricas locais tendem a ser maiores na região do furo, tanto para os banzos, quanto para a alma. A carga de colapso da viga é uma função da posição do furo, assim, quanto mais distante o furo estiver do ponto de aplicação de carga, maior será a sua carga de colapso, uma vez que, o esforço de corte é constante em todo o comprimento da viga, e o momento fletor atinge menores valores próximo aos apoios, conseqüentemente, submetendo o furo a um menor esforço. Desse modo, a seção sólida próxima ao ponto de aplicação de carga experiencia maiores propagações de tensões, com isso, a seção sólida tende a atingir a sua carga plástica antes da seção furada.



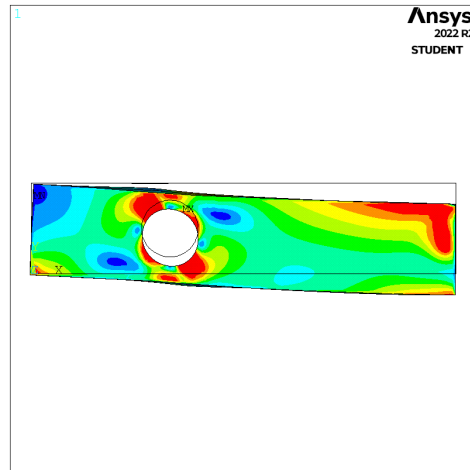
(a) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



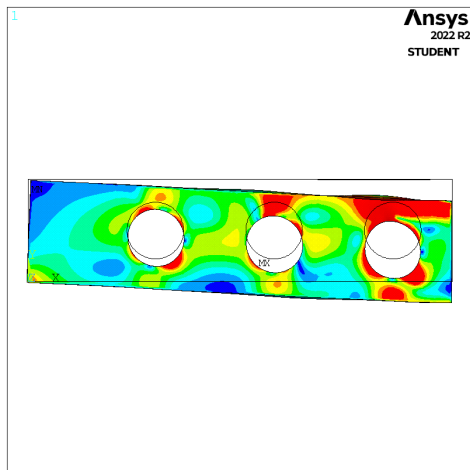
(b) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .



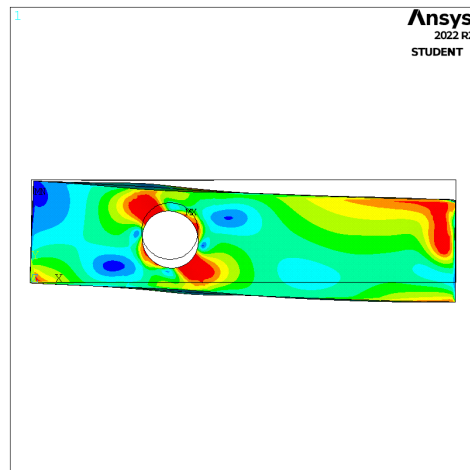
(c) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



(d) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .



(e) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



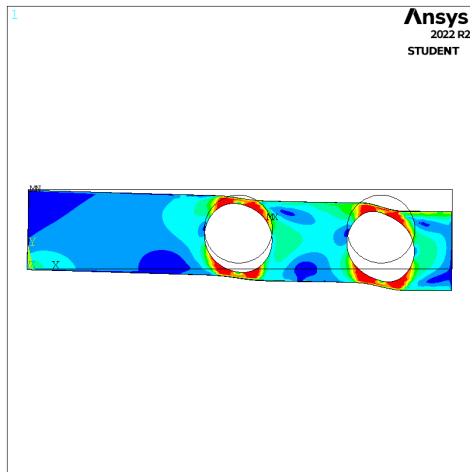
(f) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 10.1a$ .

Figura 4.23: Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro  $a = 1h$ .

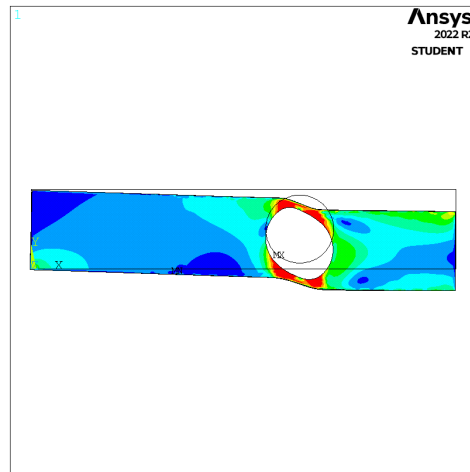
A partir das figuras 4.24, verifica-se que os efeitos do mecanismo de Vierendeel são mais presentes ao aumentar o diâmetro das furações para  $a = 1.2h$ , uma vez que, a seção transversal furada possui Tês com áreas menores, conseqüentemente, uma menor resistência ao esforço de corte, assim, ficando mais suscetíveis a esse mecanismo. Com isso, as tensões se concentram ao redor da furação, o restante do comprimento da alma não possui grandes tensões, sendo conseqüência, da falha prematura devido ao mecanismo de Vierendeel.

Com o aumento da altura da seção transversal, há, por conseqüência, um aumento de resistência da seção, sendo assim, não há o colapso prematuro, como ocorrido em 4.24a e 4.24b. Dessa forma, as tensões na região da aplicação conseguem se propagar de maneira mais ampla.

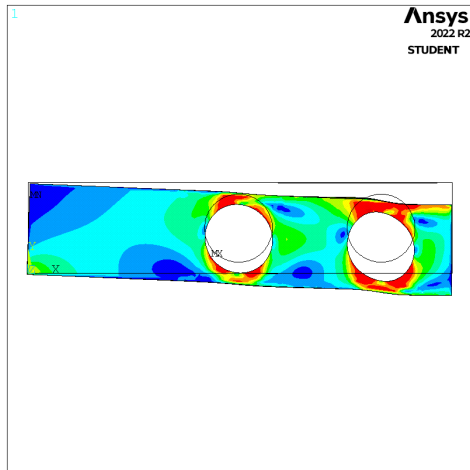
O mecanismo de vierendeel apresenta maior sensibilidade ao esforço de corte, contudo, as vigas apresentadas pela 4.24 começam a sofrer a influência desse mecanismo, mesmo estando submetidos à um esforço de corte constate, sendo conseqüência do alto momento ao centro da viga, com isso, os furos mais ao centro colapsam, ao contrário do que se observa em uma viga sob carregamento contínuo, onde, os furos mais próximos ao apoio tendem a colapsar devido ao mecanismo de Vierendeel. Sendo assim, o mecanismo de Vierendeel tem maior influência em vigas com pequenos Tês ou grandes furações.



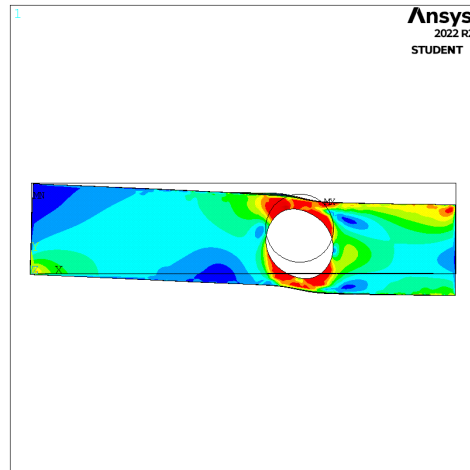
(a) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



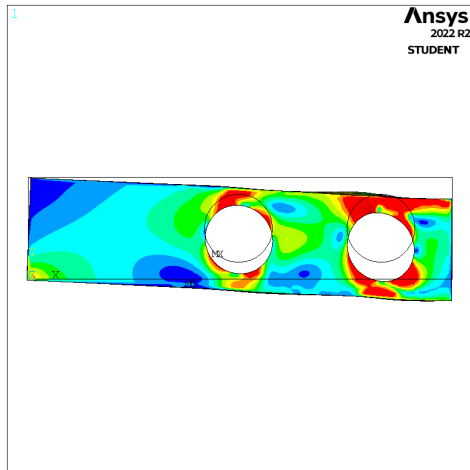
(b) Altura  $H = 1.4h$  e espaçamento  $S = 4.6a$ .



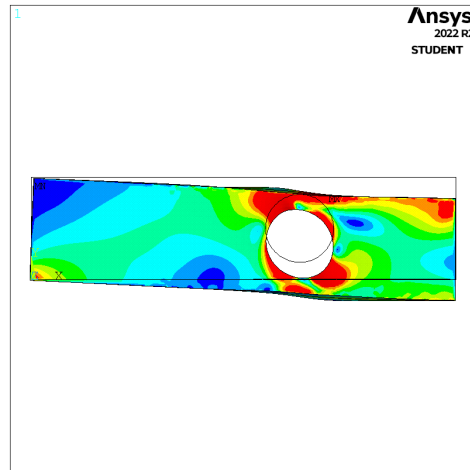
(c) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



(d) Altura  $H = 1.6h$  e espaçamento  $S = 4.6a$ .



(e) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 2.1a$ .



(f) Altura  $H = 1.8h$  e espaçamento  $S = 4.6a$ .

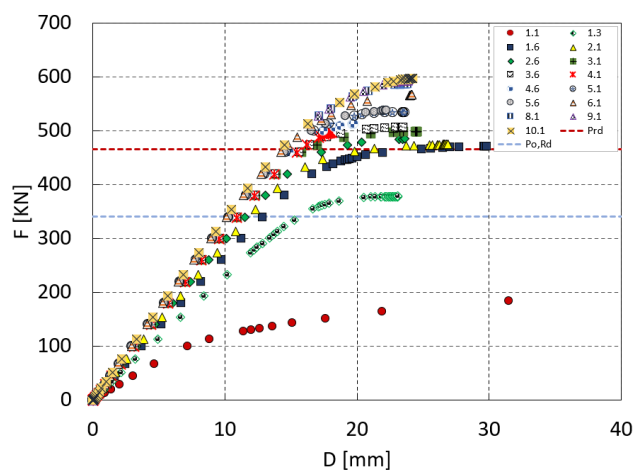
Figura 4.24: Distribuição de tensão de Von-Mises para vigas com diâmetro  $a = 1.2h$ .

O efeito das furações no montante da alma na resistência das vigas é apresentado através das curvas de carga *versus* deslocamento, ilustrados figuras 4.25. Com isso, verifica-se que as vigas com grandes Tês, como o caso da 4.25a e 4.25b, se comportam de maneira similar a uma viga de alma sólida, uma vez que, o efeito do esforço de corte é reduzido, sendo constante em todo o comprimento, dessa forma, as vigas conseguem superar ambas as cargas plásticas, tanto para a seção furada, quanto para a seção sólida ao centro da viga, não sofrendo grandes influências do efeito localizado do mecanismo de Vierendeel.

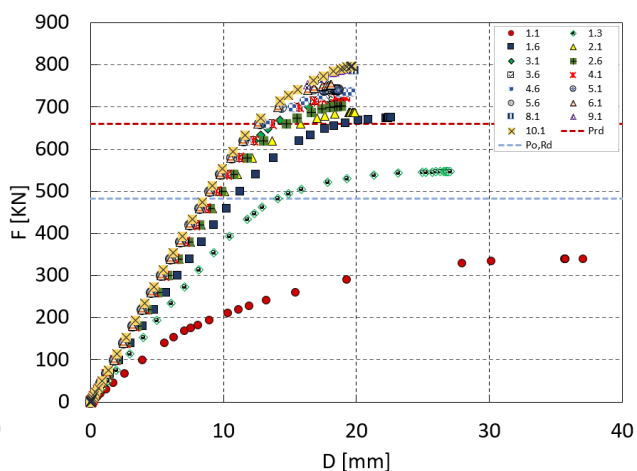
Contudo, para vigas que possuem almas pequenas, ou seja, com pequenos espaçamentos, há o efeito da encurvadura do montante da alma, desse modo, começando a se comportar de forma plástica antes da carga plástica da seção furada, com a exceção do espaçamento  $S = 1.1a$ , falhando antes mesmo da mínima carga plástica.

Ao aumentar o diâmetro do furo as vigas passam a apresentar uma redução de resistência, como consequência da ação do mecanismo de Vierendeel, com isso, vigas com espaçamentos intermediários,  $S = [1.6 - 3.6]a$ , começam a apresentar comportamento plástico logo após ultrapassar a mínima carga plástica,  $P_{o,Rd}$ , até mesmo para alturas  $H = 1.8h$ , assim como apresentado pela figura 4.25f. Apesar de influenciar a resistência da viga, o mecanismo de Vierendeel não o responsável pelo colapso da viga para espaçamentos maiores do que  $S = 1.3a$

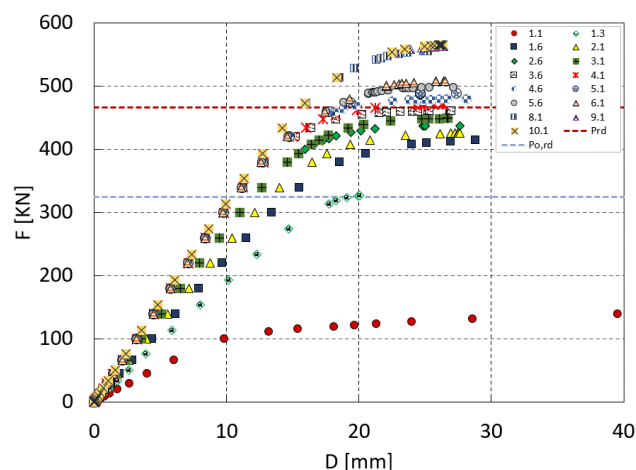
Para alturas pequenas, como  $H = 1.4h$ , as vigas mais resistentes suportam até a menor carga plástica, desse modo, ficando evidente os efeitos negativos do mecanismo de Vierendeel para vigas com Tês pequenos, até mesmo para grandes espaçamentos, onde, os furos estão submetidos à um menor momento fletor, já para espaçamentos intermediários, a carga suportada não conseguem atingir a carga plástica da seção furada.



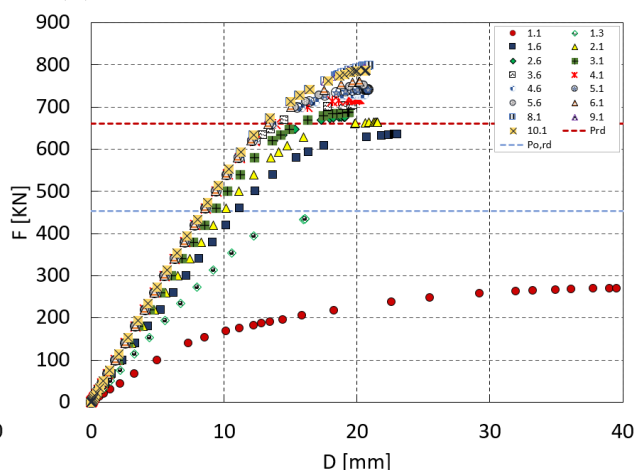
(a) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



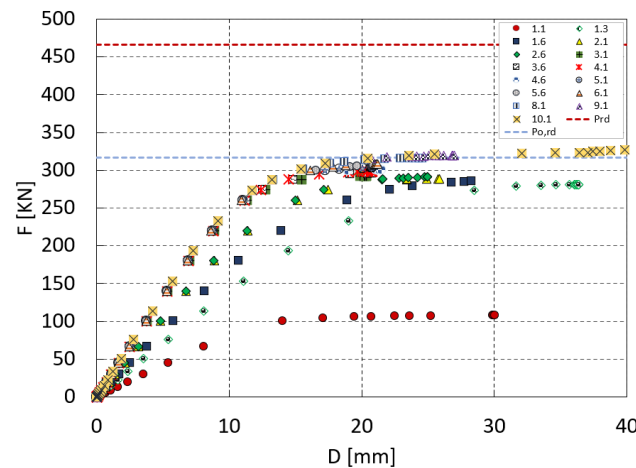
(b) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



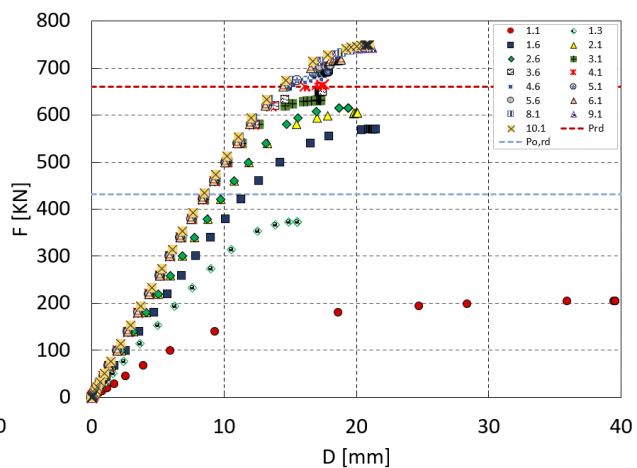
(c) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(d) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(e) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .



(f) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .

Figura 4.25: Deslocamento vertical das vigas sob carregamento pontual.

Ainda, é possível avaliar o efeito da mudança da altura da seção transversal a partir das figuras 4.26, onde é possível encontrar o ponto da mudança do modo de colapso, alterando da plastificação da seção transversal para a instabilização devido ao mecanismo de Vierendeel, assim como, apresentado pela figura 4.25.

Dessa forma, a diferença da resistência entre as vigas que colapsam devido a plastificação, mecanismo de Vierendeel ou encurvadura do montante da alma é visível na figura 4.26b, dado que, as vigas com altura  $H = 1.4h$  são defasadas em relação as outras alturas, instabilizando por consequência do mecanismo de Vierendeel, assim como apresentado na seção 5.2. Já a instabilização dos primeiros espaçamentos são em decorrência da encurvadura do montante da alma.

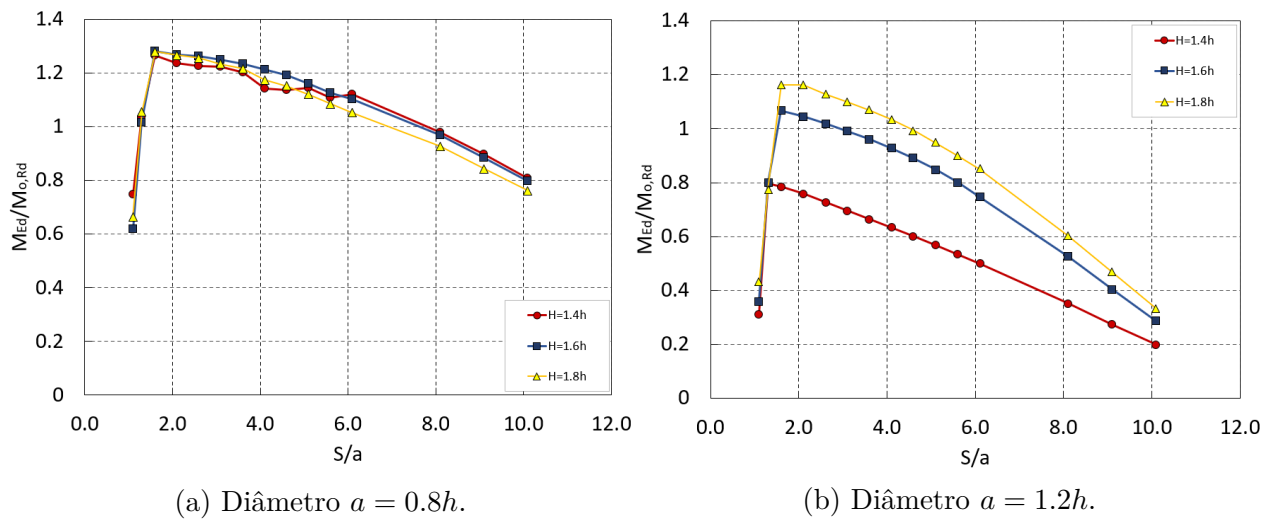
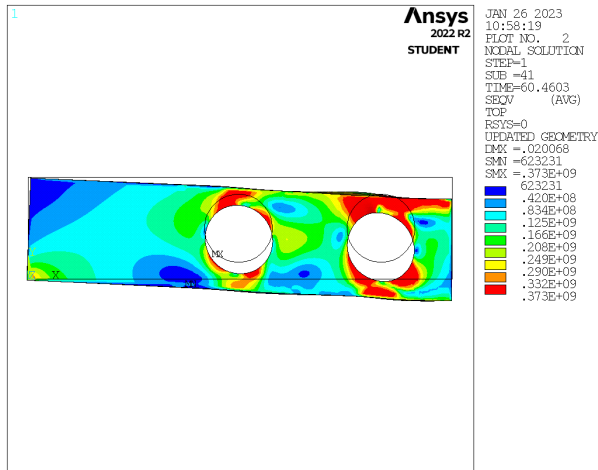


Figura 4.26: Influência da mudança de altura da seção transversal.

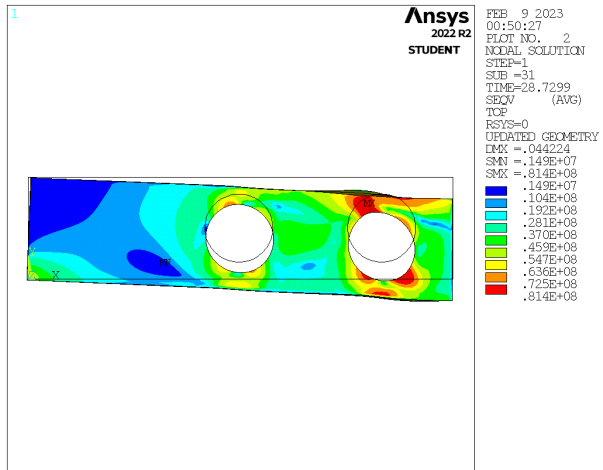
### Influência da temperatura

Assim como visto anteriormente, as temperaturas influenciam as resistências da viga, com isso, é necessário entender como essa redução é feita em função da temperatura e do tipo de carregamento. Com isso, está apresentado nas figuras 4.28 e 4.27 uma comparação das distribuições de Von-Mises de vigas em temperaturas ambiente e a  $700^{\circ}C$ .

De acordo com as figuras 4.28 e 4.27, nota-se que o padrão de distribuição de tensões não sofre grandes alterações com o aumento da temperatura, porém, há um redução



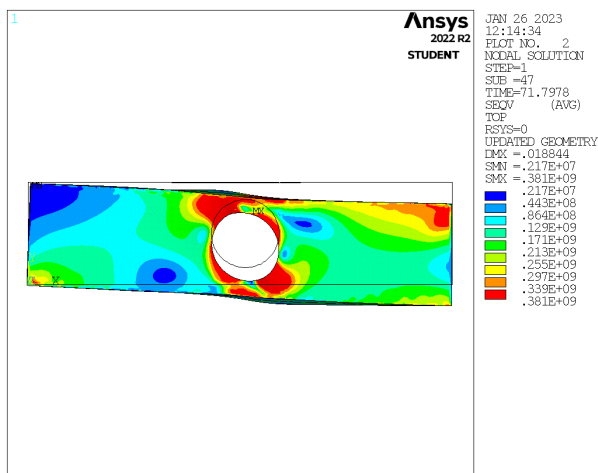
(a) Temperatura ambiente.



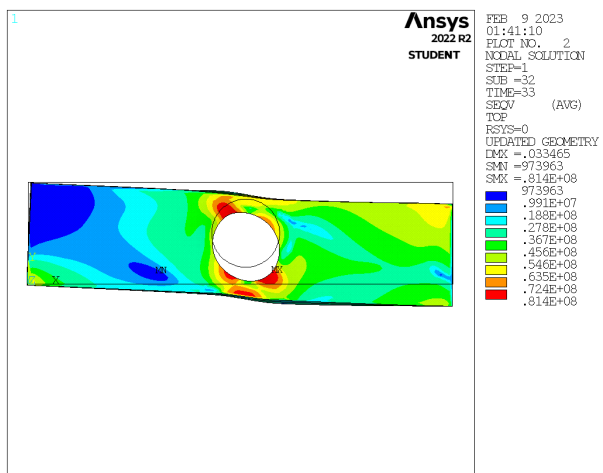
(b) Temperatura  $\theta_a = 700^\circ C$ .

Figura 4.27: Efeito da temperatura em vigas com  $a = 1.2h$ ,  $H = 1.8h$  e  $S = 2.1a$ .

da intensidade das tensões que plastificação a seção Tê, em contraste, as tensões de Vierendeel são as tensões mais acentuadas. Ainda, os modos de colapso permanecem os mesmos com o aumento da temperatura, porém, o mecanismo de Vierendeel começa a exercer maior influência na resistência, principalmente, nos furos próximos à aplicação da carga, as tensões de Vierendeel começam a perder a sua influência à medida em que o furo se afasta do ponto de aplicação da carga. Sendo assim, as figuras 4.29 evidenciam os efeitos da temperatura na carga resistente em função do deslocamento vertical da viga.



(a) Temperatura ambiente.

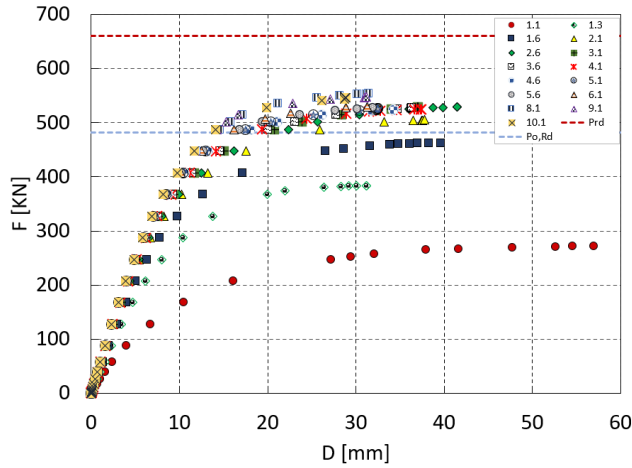


(b) Temperatura  $\theta_a = 700^\circ C$ .

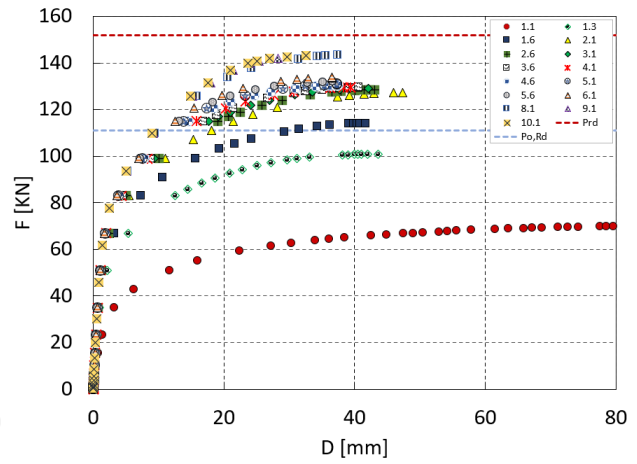
Figura 4.28: Efeito da temperatura em vigas com  $a = 1.2h$ ,  $H = 1.8h$  e  $S = 6.1a$ .

Desse modo, nota-se que com o aumento da temperatura a viga se desloca de maneira mais acentuada, como evidenciado nas figuras 4.29. As vigas submetidas à temperatura de  $400^{\circ}C$  não conseguem ultrapassar a carga plástica da seção sólida, uma vez que, as mesmas não são reduzidas em função da temperatura, sendo assim, a viga atinge a carga plástica da seção furada já se comportando de maneira plástica para a maioria dos espaçamentos.

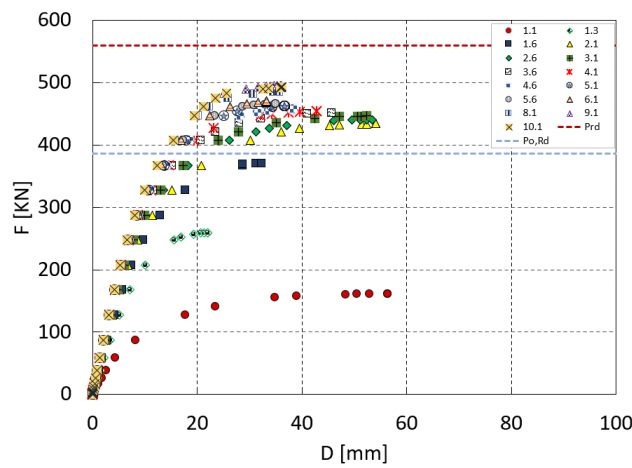
O espaçamento  $S = 1.1a$  apresentou grandes deslocamentos, por consequência do comprimento da alma, assim, sofrendo com a encurvadura do montante da alma, sendo agravado devido ao tipo de carregamento, uma vez que, a carga concentrada é aplicada diretamente no montante da alma à meio vão. Ainda, percebe-se que o diâmetro tem efeito determinante na resistência da viga.



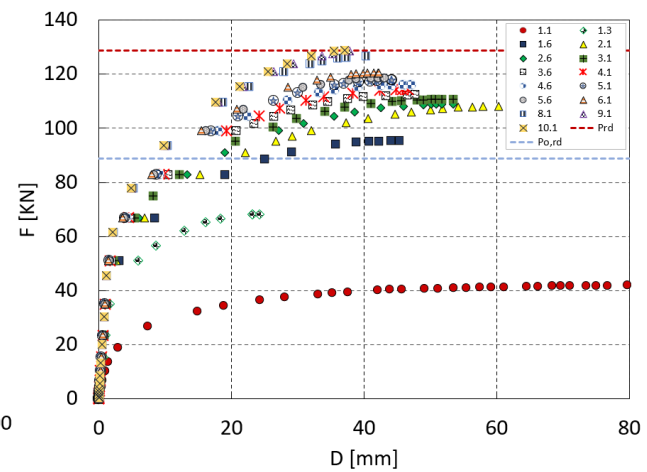
(a) Altura  $H = 1.8h$ , diâmetro  $a = 0.8h$  e  $\theta_a = 400$ .



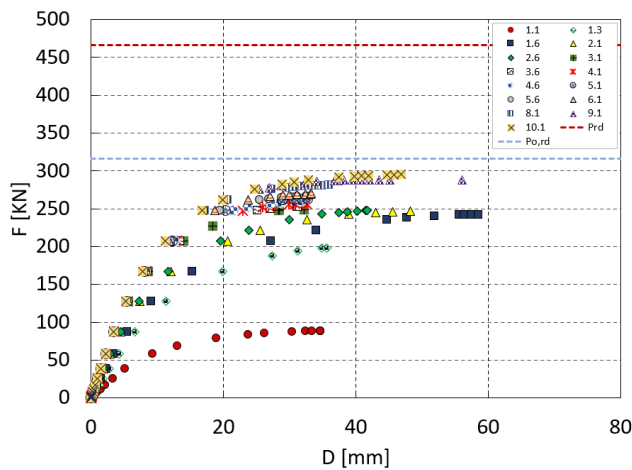
(b) Altura  $H = 1.8h$ , diâmetro  $a = 0.8h$  e  $\theta_a = 700$ .



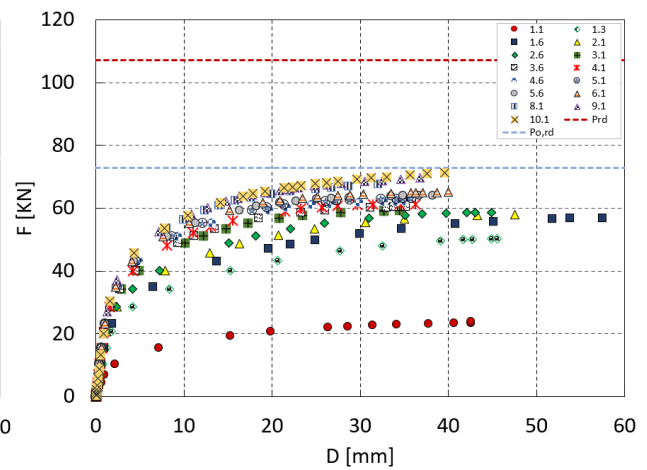
(c) Altura  $H = 1.6h$ , diâmetro  $a = 1$  e  $\theta_a = 400$ .



(d) Altura  $H = 1.6h$ , diâmetro  $a = 1$  e  $\theta_a = 700$ .



(e) Altura  $H = 1.4h$ , diâmetro  $a = 1.2$  e  $\theta_a = 400$ .



(f) Altura  $H = 1.4h$ , diâmetro  $a = 1.2$  e  $\theta_a = 700$ .

Figura 4.29: Deslocamento vertical das vigas sob carregamento pontual.

As figuras 4.30 apresentam o efeito da altura da seção transversal em vigas em altas temperaturas, assim, constata-se que a temperatura não altera o comportamento de colapso da viga de maneira significativa, mas sim, a carga resistente da viga. Ocorrendo uma queda de resistência à medida em que o furo se aproxima do apoio, assim, estando submetido a um menor momento, com isso, aumentando o efeito do esforço de corte e, conseqüentemente, do mecanismo de Vierendeel.

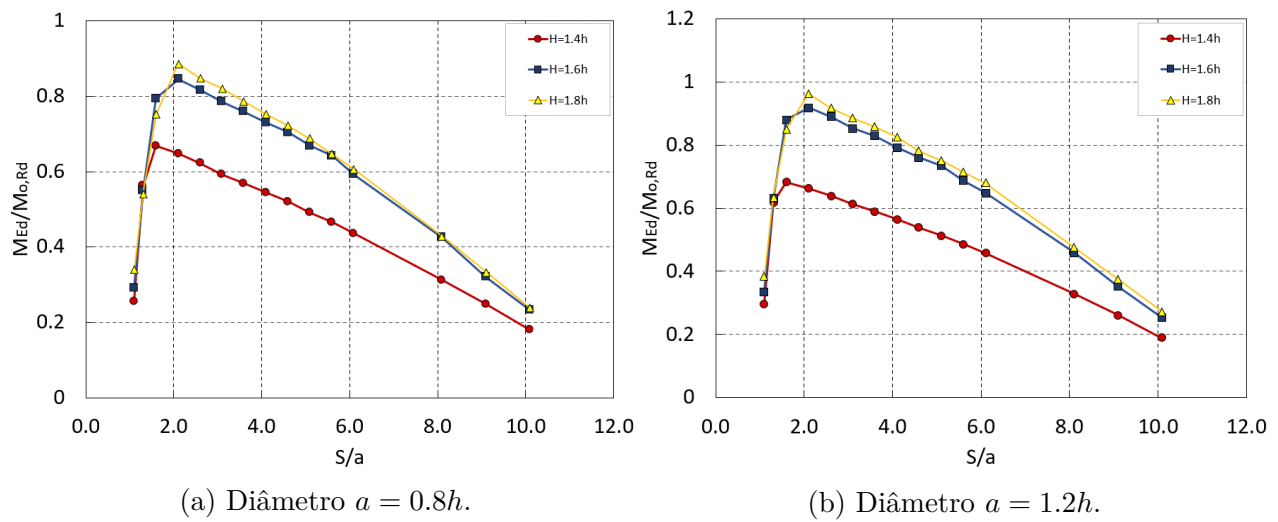


Figura 4.30: Influência da mudança de altura da seção transversal submetidas à altas temperaturas.

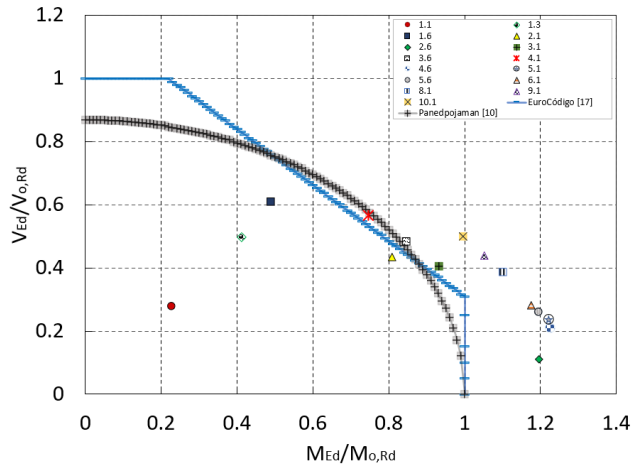
# Capítulo 5

## Comparações dos resultados numéricos e analíticos

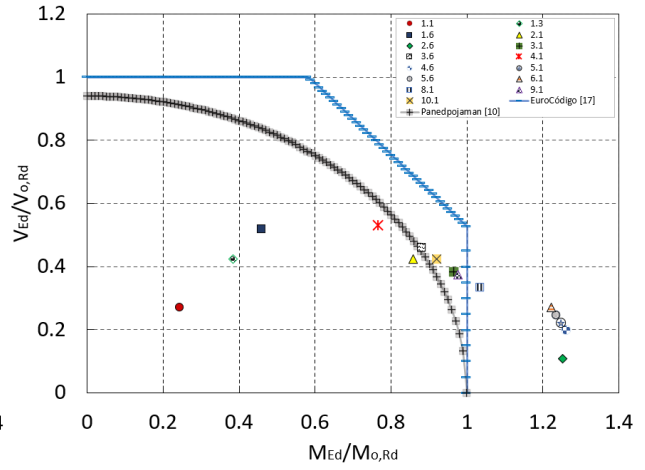
Dessa forma, o mecanismo de Vierendeel é fator determinante para a resistência das vigas de seção furada, como descrito anteriormente, sendo assim, é apresentado nas figuras 5.1, a relação entre o momento e esforço de corte atuantes na seção furada onde ocorre a instabilização devido a esse mecanismo. Contudo, o presente capítulo apenas apresenta as curvas mais representativas para as discussões, sendo, o restante das curvas apresentadas no anexo B.

### 5.1 Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel - Carregamento distribuído

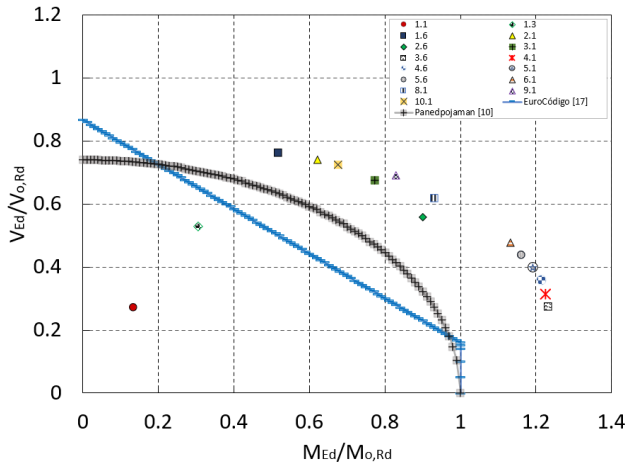
Dessa forma, ao avaliar as figuras 5.1, é possível perceber que as vigas com espaçamentos pequenos, como é o caso de  $S = 1.1a$  e  $S = 1.3a$  falham dentro da região de segurança em todos os diâmetros e alturas, esse fenômeno é atrelado à combinação da encurvadura do montante da alma e mecanismo de Vierendeel, com isso, as equações não conseguem prever a resistência ao mecanismo de Vierendeel de forma eficaz.



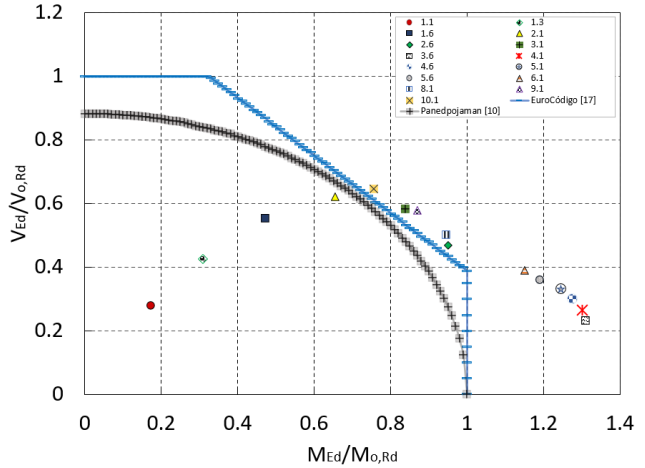
(a) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



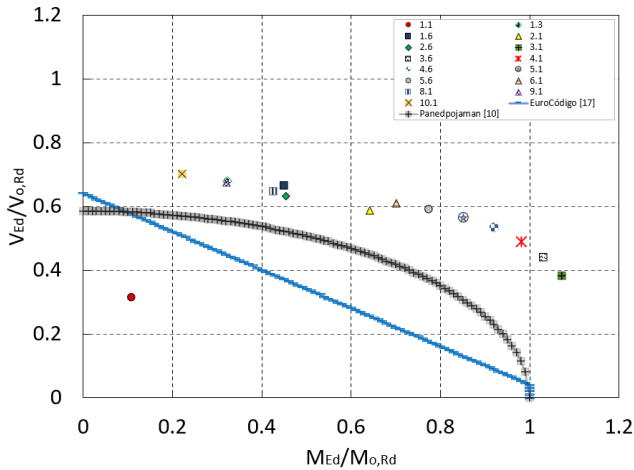
(b) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



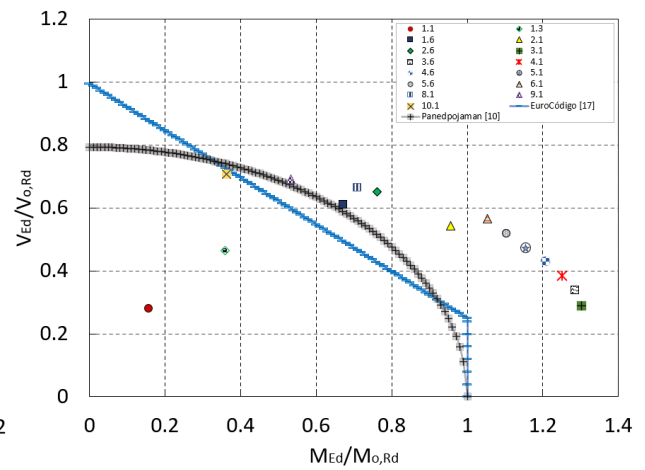
(c) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(d) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(e) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .



(f) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .

Figura 5.1: Curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento distribuído.

Para o diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$  os pontos  $S = 1.6a$  e  $S = 2.1a$  colapsam devido ao mecanismo de Vierendeel, contudo, se encontram dentro das zonas de segurança, juntamente com espaçamentos 1.1 e 1.3, como mencionado anteriormente. O restante dos pontos, que instabilizam devido ao mecanismo de Vierendeel, se encontram fora da zona de segurança de ambas as curvas. Porém, com o aumento da altura da seção transversal a curva do *Eurocode 3* [1] aumenta a sua área de segurança, desse modo, não conseguindo prever a instabilização com precisão para um maior número de pontos. Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] consegue prever o comportamento do mecanismo de Vierendeel mesmo com o aumento da altura, embora, havendo pontos que se encontram dentro da zona de segurança.

Para a seção transversal de diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ , ambas as curvas se apresentam seguras, onde os pontos que não sofrem os efeitos da encurvadura do montante falham fora da área de segurança, contudo, há uma perda de eficiência ao aumentar a altura da viga para  $H = 1.8h$ , como evidenciado pela figura 5.1d. Aumentando o diâmetro para  $a = 1.2h$ , as curvas apresentam um ganho de eficiência, assim, conseguindo prever o comportamento dos pontos de colapso, contudo, conservativas para Tês pequenos, principalmente as curvas descritas pelo *Eurocode 3* [1].

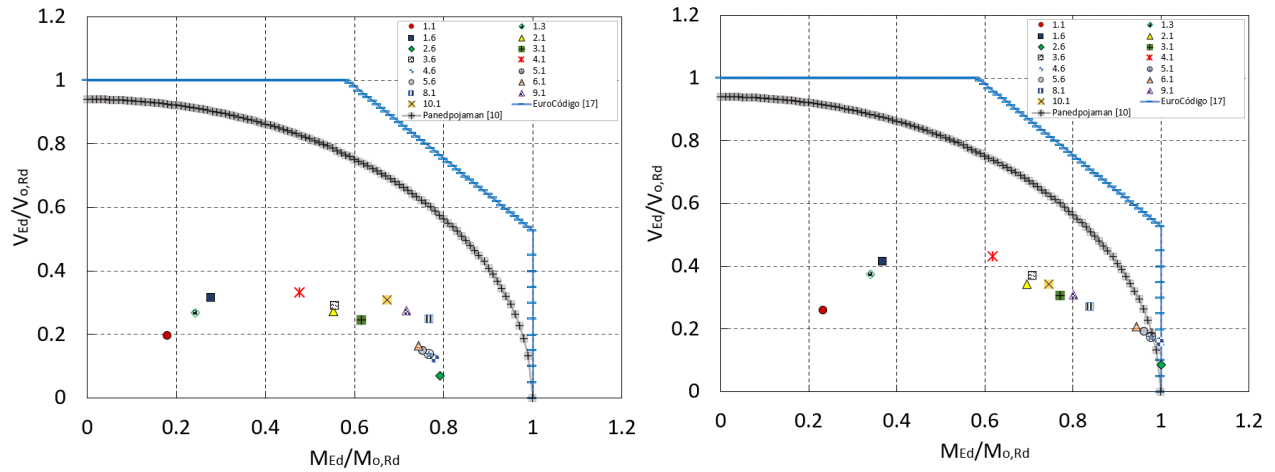
Portanto, as curvas de projeto *Eurocode 3* [1] e Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] conseguem prever com segurança as seções transversais com pequenos Tês, como apresentado pelas figuras 5.1c, 5.1e e 5.1f, apesar de serem conservativas para alguns casos. Ainda, fica claro que os pontos de colapso por Vierendeel se distribuem de maneira quadrática, dessa forma, a equação desenvolvida por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] consegue prever esse comportamento de maneira mais eficiente em comparação com *Eurocode 3* [1]. Ainda, o aumento de altura da seção transversal gera uma perda de segurança para ambas as curvas, ou seja, aumentar a resistência ao esforço de corte da seção transversal tende a subdimensionar o mecanismo de Vierendeel, principalmente, para a curva *Eurocode 3* [1]. Além disso, em todos os casos analisados, ambas as curvas não conseguiram apresentar segurança onde ocorreu uma interação entre modos de colapso, encurvadura do montante da alma e mecanismo de Vierendeel, em vigas com

pequenos espaçamentos.

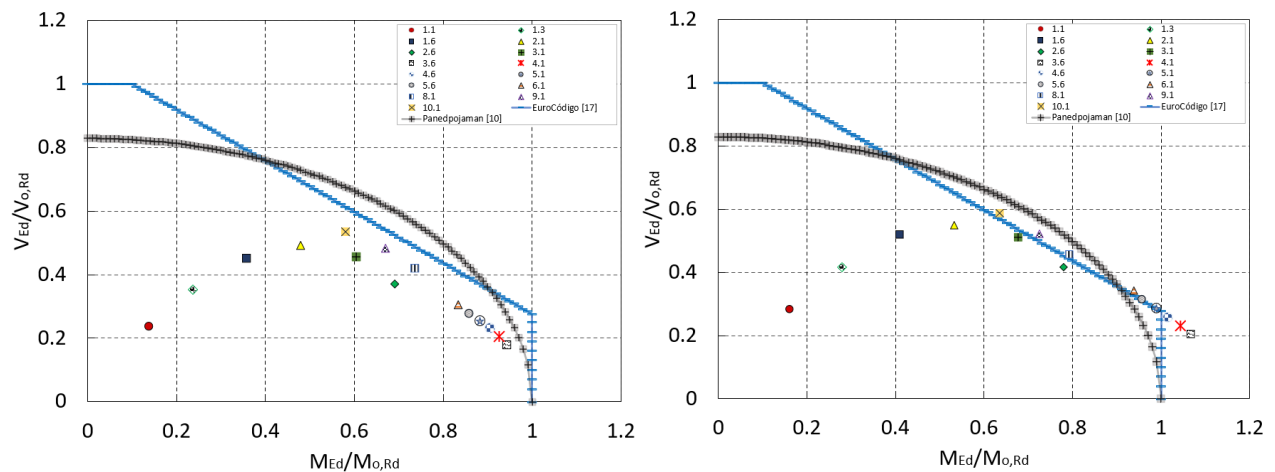
### 5.1.1 Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel em altas temperaturas

Portanto, como não há mudança dos modos de colapso devido a altas temperaturas, logo, as vigas apresentam o mecanismo de Vierendeel como principal modo de instabilidade, principalmente, para as vigas com grandes diâmetro, ou seja, com pequenos Tês. Sendo assim, é preciso avaliar a eficiência das verificações de segurança sob altas temperaturas. As resistências da seção transversal foram reduzidas em função a temperatura, como recomendado por EN1993-1-2 [39], com isso, as curvas de segurança propostas por *Eurocode 3* [1] e Panedpojaman, Thepchatrri e Limkatanyu [2] também foram reduzidas, uma vez que, não há verificação de segurança à altas temperaturas para o mecanismo de Vierendeel. As figuras 5.2 apresentam as curvas de segurança e os pontos de colapso das vigas estudadas.

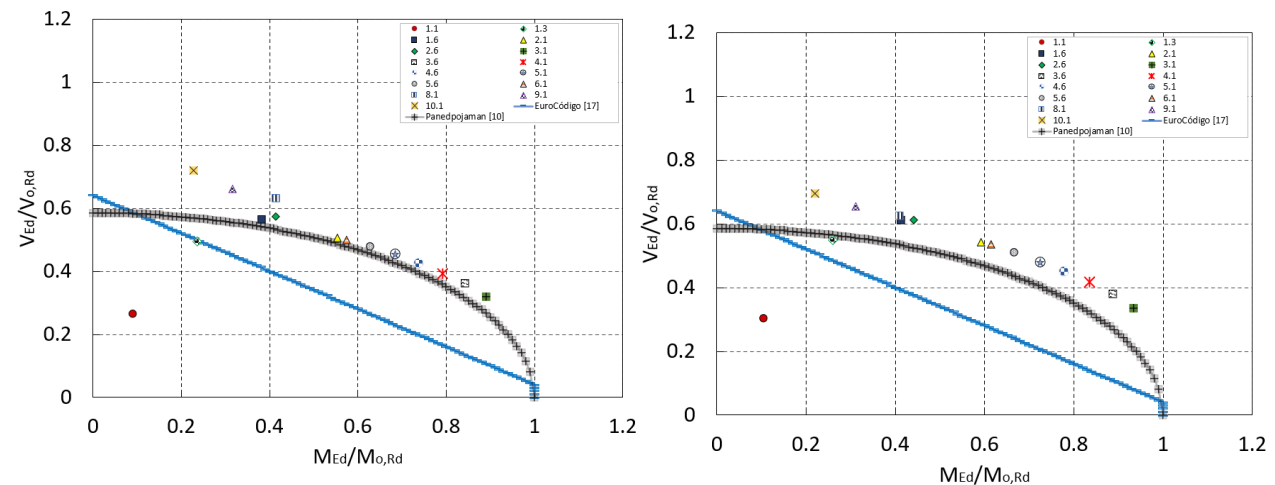
Desse modo, as curvas de segurança para as vigas com temperaturas  $\theta_a = 400$ , onde, não há redução para o limite de escoamento, com valor  $k_y = 1$ , apresentam falta de segurança para quase todos os pontos estudados, com exceção de pequenos Tês. Quando a temperatura aumenta para  $\theta_a = 700$ , as curvas conseguem prever melhor o comportamento do mecanismo de Vierendeel, no entanto, não apresentam segurança para Tês médios ou grandes, como o caso da figura 5.2b, à medida em que os Tês diminuem, as curvas ganham precisão.



(a)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ . (b)  $\theta_a = 4700$ , altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



(c)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.6h$  e diâmetro  $a = 1h$ . (d)  $\theta_a = 700$ , altura  $H = 1.6h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(e)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ . (f)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .

Figura 5.2: Curvas de segurança em altas temperaturas para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento distribuído.

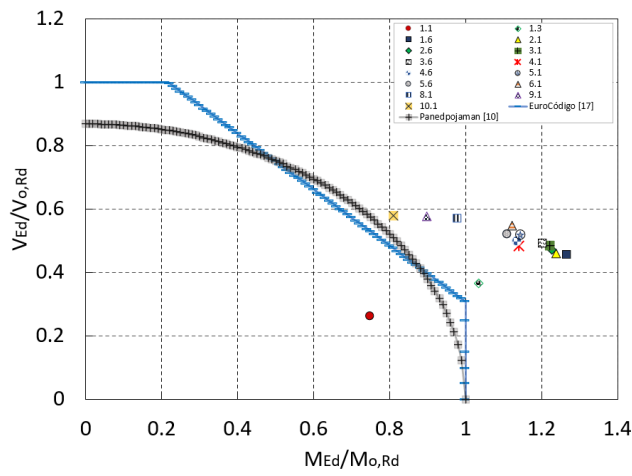
Dessa forma, as curvas de verificação de segurança para o mecanismo de Vierendeel não se mostraram eficientes sob altas temperaturas, assim, apresentando falta de segurança para Tês médios e grandes, especialmente, para espaçamentos pequenos e furos próximos aos apoios.

## 5.2 Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel - Carregamento pontual

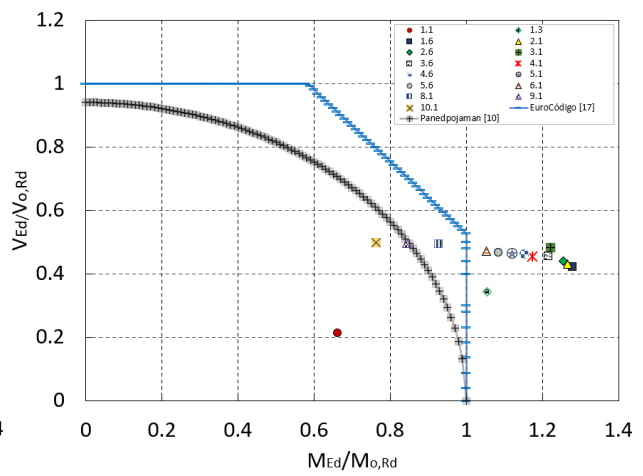
Com isso, é necessário avaliar a eficiência das formulações de verificação de segurança para o mecanismo de Vierendeel, mesmo para a carga pontual, onde, a sua configuração de carregamento não favorece o surgimento desse mecanismo, porém, à medida em que as áreas Tês são reduzidas, a influência do mecanismo passa a ser fator determinante para a resistência da estrutura, assim como evidenciado na seção anterior. As figuras 5.3 apresentam as curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel.

Os espaçamentos pequenos possuem montante da alma com um pequeno comprimento, desse modo, produzindo um efeito combinado do mecanismo de Vierendeel com a encurvadura do montante da alma. Com isso, ambas as curvas não conseguem prever esse tipo de interação.

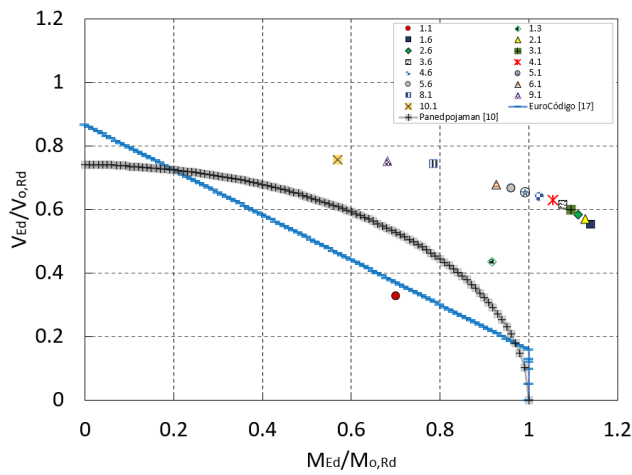
As curvas de segurança para o diâmetro  $a = 08.h$  e  $H = 1.8h$  apresentam pontos de colapso dentro da região de segurança, contudo, os espaçamentos que colapsaram dentro da zona de segurança apresentam uma plastificação da seção, e não um colapso devido ao mecanismo de Vierendeel, de acordo com o apresentado anteriormente. Uma vez que, esses espaçamentos possuem furos mais a esquerda, ou seja, submetidos a um menor momento fletor, esforço governante para o carregamento pontual, sendo assim, a carga aplicada não foi suficiente para plastificar a seção furada, porém, plastificando a seção sólida, paralela ao ponto de aplicação da carga. O mesmo comportamento pode ser observado ao aumentar o diâmetro do furo para  $a = 1h$ , onde, as vigas com furos mais a esquerda não consegue alcançar a sua carga de plastificação, porém, a seção sólida ultrapassa o seu limite.



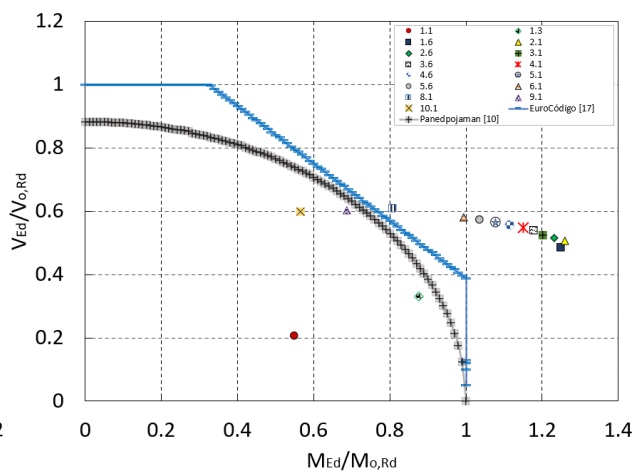
(a) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



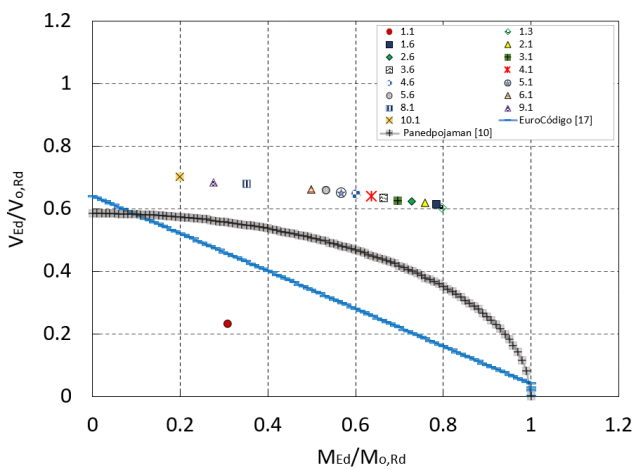
(b) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



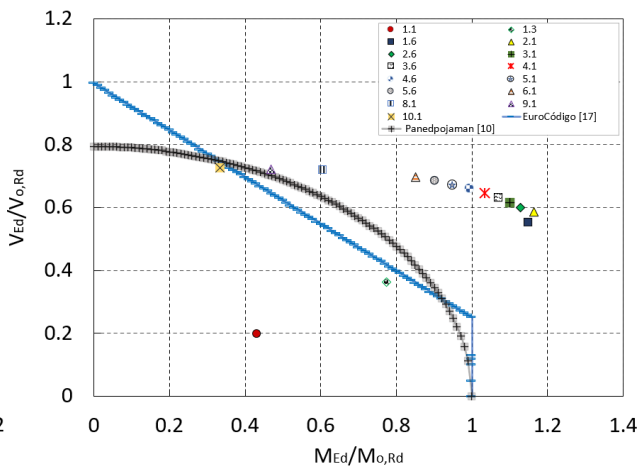
(c) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(d) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(e) Altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .



(f) Altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .

Figura 5.3: Curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento pontual.

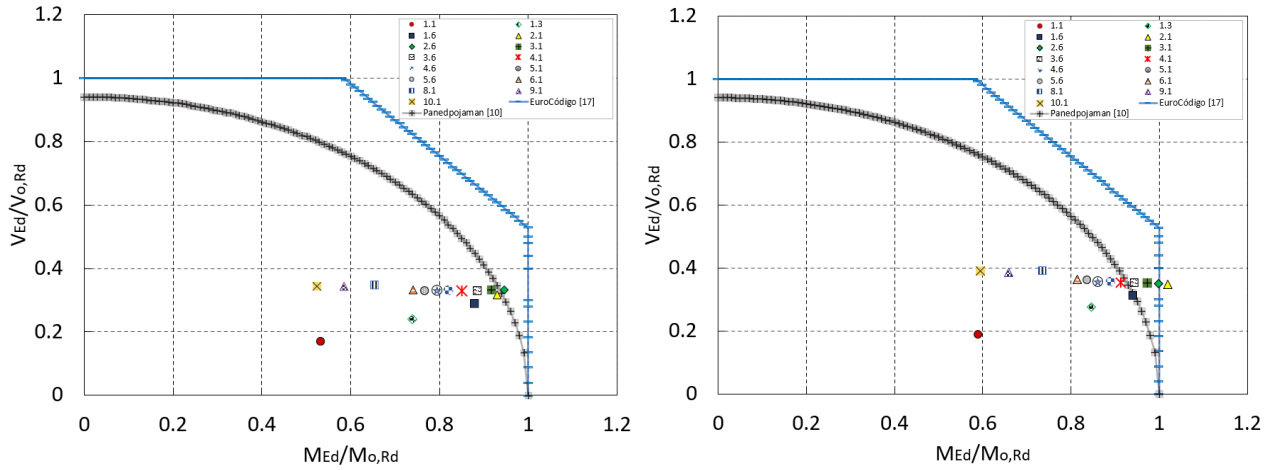
Quando o diâmetro do furo passar a ser  $a = 1.2h$ , os efeitos do mecanismo de Vierendeel são evidentes, como apresentando pela figura 4.25e, onde todos os espaçamentos colapsam por consequência do mecanismo, e de acordo com 5.3e, os pontos de instabilização se encontram fora da área de segurança, conseqüentemente, garantindo a segurança do elemento estrutural, contudo, ambas as curvas se mostram conservativas, principalmente a curva descrita pelo *Eurocode 3* [1]. A equação desenvolvida por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] se mostra mais eficiente na previsão do comportamento dos pontos de colapso, que seguem uma distribuição com tendências quadráticas.

### 5.2.1 Prevenção de colapso devido ao mecanismo de Vierendeel em altas temperaturas - carregamento pontual

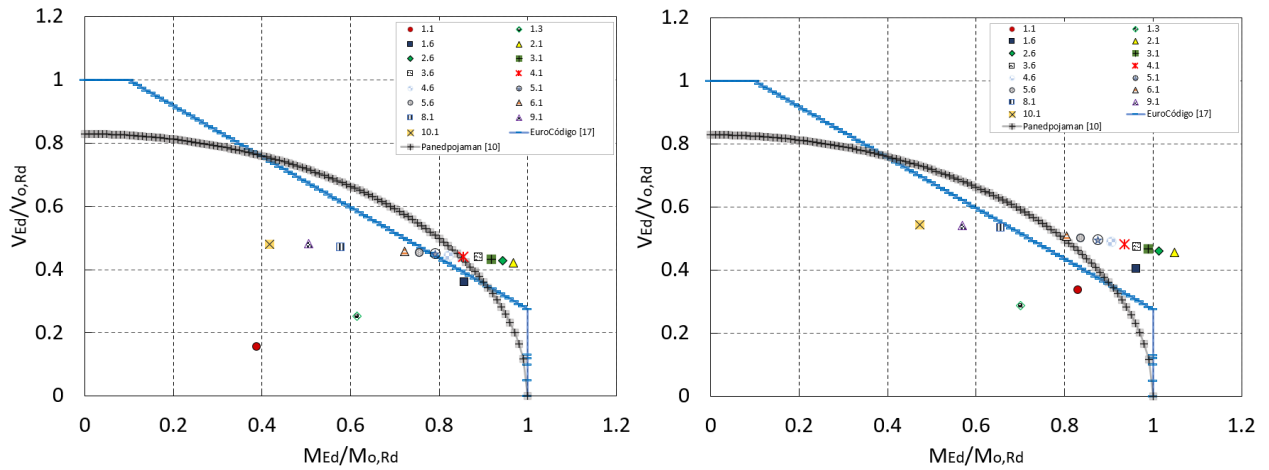
Dessa forma, o aumento da temperatura faz com que as furações próximas ao ponto de aplicação da carga passem a sofrer a influência do mecanismo de Vierendeel de maneira mais acentuada. Com isso, a figura 5.4 apresenta a interação do momento fletor e esforço de corte de colapso, juntamente com, as curvas de verificação de segurança do *Eurocode 3* [1] e Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2].

Temperaturas de  $\theta_a = 400^\circ C$  não possuem redução para o limite de escoamento, com isso, afeta as curvas de segurança negativamente, superdimensionando a resistência da seção transversal. Contudo, quando há uma diminuição do Tê as curvas aumentam a sua precisão, porém, não é suficiente para garantir a segurança de Tês pequenos e médios. O mesmo comportamento ocorre em vigas à  $\theta_a = 700^\circ C$ .

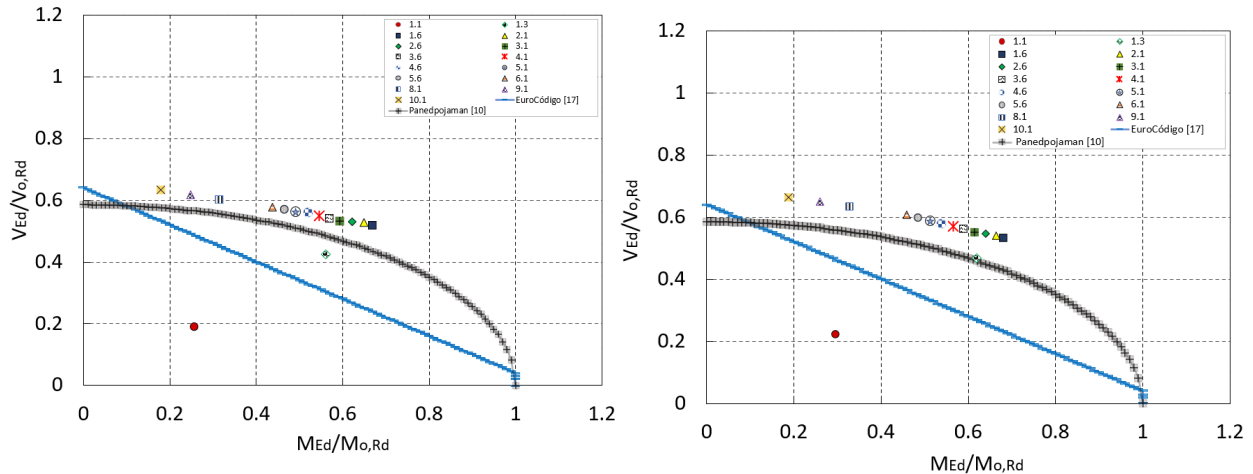
Portanto, nota-se que as curvas de segurança não conseguem prever com segurança o ponto de instabilidade das vigas estudadas, no entanto, à medida em que o Tê diminui as curvas conseguem assegurar o comportamento da instabilidade. A falta de segurança é devido a falta de metodologia destinada à temperaturas elevadas. Com isso, ao atualizar as propriedades do material, de acordo com EN1993-1-2 [39], há uma perda de precisão em relação as curvas de verificação de segurança.



(a)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ . (b)  $\theta_a = 700$ , altura  $H = 1.4h$  e diâmetro  $a = 0.8h$ .



(c)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.6h$  e diâmetro  $a = 1h$ . (d)  $\theta_a = 700$ , altura  $H = 1.6h$  e diâmetro  $a = 1h$ .



(e)  $\theta_a = 400$ , altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ . (f)  $\theta_a = 700$ , altura  $H = 1.8h$  e diâmetro  $a = 1.2h$ .

Figura 5.4: Curvas de segurança em altas temperaturas para o mecanismo de Vierendeel - Carregamento pontual.



# Capítulo 6

## Conclusões

### 6.1 Conclusões gerais

Portanto, o presente estudo visou avaliar a influência dos parâmetros geométricos em relação à resistência da viga, principalmente, os efeitos do mecanismo de Vierendeel. Para tal, foram realizadas 810 simulações numéricas em vigas alveolares de 6 metros de comprimento. Variando, a altura da viga, diâmetro e espaçamentos, ainda, avaliou-se os efeitos de dois tipos de carregamento, contínuo e pontual, além do comportamento das vigas em relação à mudança de temperatura.

Dessa forma, percebeu-se que o mecanismo de Vierendeel sofre mais influência do esforço de corte, ainda, o diâmetro do furo é o parâmetro geométrica que causa maiores efeitos negativos na resistência da viga, promovendo o modo de instabilidade de Vierendeel. O espaçamento não causa grandes influências no comportamento da viga, com a exceção de pequenos espaçamentos, que por sua vez, colapsaram devido à encurvadura do montante da alma.

Sendo assim, vigas submetidas à carregamento contínuo estiveram mais sujeitas ao mecanismo de Vierendeel, uma vez que, o esforço de corte varia em função da posição, ou seja, furos mais próximos ao apoio estão sob um maior esforço de corte, assim, sendo mais vulneráveis ao mecanismo de Vierendeel. Já as vigas sob carregamentos pontuais

apresentaram instabilidade nos furos próximos ao ponto de aplicação de carga, onde, o momento fletor atinge maiores valores, além disso, furos mais afastados do ponto de aplicação de carga se comportaram de maneira similar à viga de seção sólida, conseguindo até, superar a carga plástica da seção sólida para alguns espaçamentos.

O aumento da temperatura não alterou o modo de colapso das vigas estudadas, contudo, a resistência diminuiu com o aumento da temperatura, como esperado. Porém, o aumento da temperatura em carregamentos distribuídos diminuiu os efeitos das tensões de Vierendeel, em contrapartida, os efeitos do mecanismo de Vierendeel foram mais influentes em carregamentos pontuais em altas temperaturas.

As curvas de verificação de segurança descritas por *Eurocode 3* [1] e por Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu [2] apresentaram insegurança para Tês grandes, ou pequenos diâmetros, bem como, grandes alturas, no entanto, à medida em que o Tê diminui as curvas começam a prever o comportamento das cargas de colapso com mais segurança. Ambas metodologias não apresentaram segurança quando houve a interação da encurvadura do montante da alma.

## 6.2 Sugestões para trabalhos futuros

- Desenvolver testes experimentais em vigas alveolares para avaliar o comportamento do mecanismo de Vierendeel, principalmente, em relação à distância entre o furo e o apoio.
- Analisar, experimental e numericamente, a influência de um maior número de temperaturas na resistência da viga alveolar.
- Desenvolver um modelo numérico sem a presença de imperfeições geométricas, uma vez que, as mesmas contribuem para a instabilização local e não para o mecanismo de Vierendeel.

# Bibliografia

- [1] *Eurocode 3: CEN/TC 250/SC 4 N 1839 - Web Openings in Steel Beams EC3 Part 1-13*, eng. dez. de 2017.
- [2] P. Panedpojaman, T. Thepchatri e S. Limkatanyu, “Novel simplified equations for Vierendeel design of beams with (elongated) circular openings”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 112, pp. 10–21, 2015.
- [3] P. Panedpojaman e Thepchatri, “Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams”, *Thin-walled structures*, vol. 76, pp. 92–104, 2014.
- [4] D. Sonck, “Global buckling of castellated and cellular steel beams and columns”, *Structural Engineering International*, vol. 24, n.º 4, pp. 575–575, 2014.
- [5] M. A. Orabi, A. A. Khan, L. Jiang, T. Yarlagadda, J. Torero e A. Usmani, “Integrated nonlinear structural simulation of composite buildings in fire”, en, *Engineering Structures*, vol. 252, p. 113593, fev. de 2022, ISSN: 01410296. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113593. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0141029621016862> (acedido em 12/11/2022).
- [6] D. Sonck, R. Van Impe e J. Belis, “Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members”, en, *Construction and Building Materials*, vol. 54, pp. 512–519, mar. de 2014, ISSN: 09500618. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2013.12.045. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0950061813012014> (acedido em 12/11/2022).

- [7] EN1993-1-1, *Eurocode 3. Design of steel structures General rules and rules for buildings*, Revision Underway. 2015, OCLC: 9521565215, ISBN: 9780580831300.
- [8] J. A. d. Silva, “Estudo numérico da estabilidade de vigas alveolares em situação de incêndio”, por, tese de mestrado, 2020. URL: <https://bibliotecadigital.ipb.pt/handle/10198/21809> (acedido em 12/11/2022).
- [9] R. M. Lawson e S. J. Hicks, *Design of composite beams with large web openings: in accordance with Eurocodes and the UK National Annexes*, eng. Ascot: Steel Construction Institute, 2011, OCLC: 747920328, ISBN: 9781859421970.
- [10] G. P. Lubke e É. C. Alves, “Dimensionamento otimizado de vigas alveolares de aço”, tese de doutoramento, Universidade Federal do Espírito Santo, 2017. URL: <http://repositorio.ufes.br> (acedido em 12/11/2022).
- [11] L. B. d. Oliveira, “Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura”, 2012.
- [12] R. Spoorenberg, H. Snijder, J. Hoenderkamp e M. Bakker, “Cold forming hot-rolled wide flange beams into arches: Preliminary finite element simulations”, em *conference; ECCS European Convention for Constructional Steelwork.; 2008-09-03; 2008-09-05*, ECCS, 2008, pp. 1837–1842.
- [13] P. V. Real, N. Lopes, L. S. da Silva e J.-M. Franssen, “Parametric analysis of the lateral–torsional buckling resistance of steel beams in case of fire”, *Fire Safety Journal*, vol. 42, n.º 6-7, pp. 416–424, 2007.
- [14] EN1993-1-5, *Design of plated structures: Eurocode 3: Design of steel structures, part 1-5: Design of plated structures*. John Wiley & Sons, 2012.
- [15] F. P. V. Ferreira, R. Shamass, V. Limbachiya, K. D. Tsavdaridis e C. H. Martins, “Lateral–torsional buckling resistance prediction model for steel cellular beams generated by Artificial Neural Networks (ANN)”, *Thin-Walled Structures*, vol. 170, p. 108 592, 2022.

- [16] B. Young, “Residual stresses in hot rolled members, Cambridge University) CLJED/C-Struct”, TR. 8, rel. téc., 1975.
- [17] T. T. ECCS, *2: Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints, Publication 33*, 1984.
- [18] S. Chen e Y. Jia, “Numerical investigation of inelastic buckling of steel–concrete composite beams prestressed with external tendons”, *Thin-Walled Structures*, vol. 48, n.º 3, pp. 233–242, 2010.
- [19] J. Warren, “Ultimate load and deflection behaviour of cellular beams.”, tese de doutoramento, 2001.
- [20] M. R. L. Martinho, “Vigas de aço alveoladas: Análise e dimensionamento estrutural”, tese de doutoramento, 2014.
- [21] P. V. Real, R. Cazeli, L. S. da Silva, A. Santiago e e. P. Piloto, “The effect of residual stresses in the lateral-torsional buckling of steel I-beams at elevated temperature”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 60, n.º 3-5, pp. 783–793, 2004.
- [22] 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”, *Journal of constructional steel research*, vol. 67, n.º 10, pp. 1605–1620, 2011.
- [23] S. Demirdjian, “Stability of castellated beam webs”, 1999.
- [24] A. Badke-Neto, A. Calenzani e W. Ferreira, “Study of methods for the design of cellular composite steel and concrete beams”, *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, vol. 8, pp. 843–859, 2015.
- [25] A. SA, “ACB® and Angelina® beams-A new generation of castellated beams”, *ArcelorMittal, Editor*, p. 64, 2018.
- [26] A. Alves Filho, *Elementos Finitos—A base da tecnologia CAE*. Saraiva Educação SA, 2018.
- [27] T. Mocelin, “Análise numérica e classificação de secções transversais de vigas alveolares”, tese de doutoramento, Instituto Politecnico de Braganca (Portugal), 2018.

- [28] C. C. de Faria, H. Carvalho, R. H. Fakury e L. F. Grilo, “Lateral-torsional buckling resistance of cellular steel beams at room temperature and fire situation”, *Engineering Structures*, vol. 237, p. 112 046, 2021.
- [29] J. Nseir, M. Lo, D. Sonck, H. Somja, O. Vassart e N. Boissonnade, “Lateral torsional buckling of cellular steel beams”, em *Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council*, 2012, pp. 18–21.
- [30] K. A. Cashell, M. Malaska, M. Khan, M. Alanen e K. Mela, “Experimental and numerical analysis of stainless steel cellular beams in fire”, *Fire Safety Journal*, vol. 121, p. 103 277, 2021.
- [31] A. Kada, B. Lamri, L. Mesquita e A. Bouchair, “Finite element analysis of steel beams with web apertures under fire condiction”, *ASIAN JOURNAL OF CIVIL ENGINEERING (BUILDING AND HOUSING)*, vol. 17, n.º 8, pp. 1035–1054, 2016.
- [32] E. Ellobody, “Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes”, *Thin-walled structures*, vol. 52, pp. 66–79, 2012.
- [33] S. AS4100-1998, “4100-1998 Steel Structures”, *Standards Australia, Sydney*, 1998.
- [34] N. S. Sheena, *Deflection, stress distributions and modes of failure of cellular beams*. The University of Manchester (United Kingdom), 2017.
- [35] A. Nadjai, K. Petrou, S. Han e F. Ali, “Performance of unprotected and protected cellular beams in fire conditions”, *Construction and Building Materials*, vol. 105, pp. 579–588, 2016.
- [36] S. A. Elsayaf 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, 2018.
- [37] A. Nadjai, S. Han, F. Ali, N. Alam e A. Allam, “Fire resistance of axial restraint composite floor steel cellular beams”, *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 136, pp. 229–237, 2017.

- [38] G. Bihina, B. Zhao e A. Bouchar, “Behaviour of composite steel–concrete cellular beams in fire”, *Engineering Structures*, vol. 56, pp. 2217–2228, 2013.
- [39] EN1993-1-2, “Eurocode 3: Design of Steel Structures-Part 1-2: General Rules-Structural Fire Design”, *London: European Committee for Standardisation*, 2007.
- [40] A. S. Design, “Specification for structural steel buildings”, *AISC, December*, vol. 27, 1999.
- [41] J. SCI-100 Ward, *Design of composite and non-composite cellular beams*. SCI, 1990.
- [42] P. Panedpojaman e T. Rongram, “Design equations for Vierendeel bending of steel beams with circular web openings”, em *Proceedings of the world congress on engineering*, vol. 2, 2014, pp. 2–4.
- [43] E. C. Kaefer e V. Silva, “Análise paramétrica de um incêndio conforme o novo Eurocode 1”, em *anais do XXIV Iberian latin-american congress on computational methods in engeneering–CILAMCE. Ouro Preto*, 2003.
- [44] ANSYS® , ANSYS® , ANSYS® *Theory Reference Version 18.2.0. 2017*. 2017.  
URL: [https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans\\_help\\_v182/ans\\_cmd/Hlp\\_C\\_CmdTOC.html](https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans_help_v182/ans_cmd/Hlp_C_CmdTOC.html).

# Anexo A

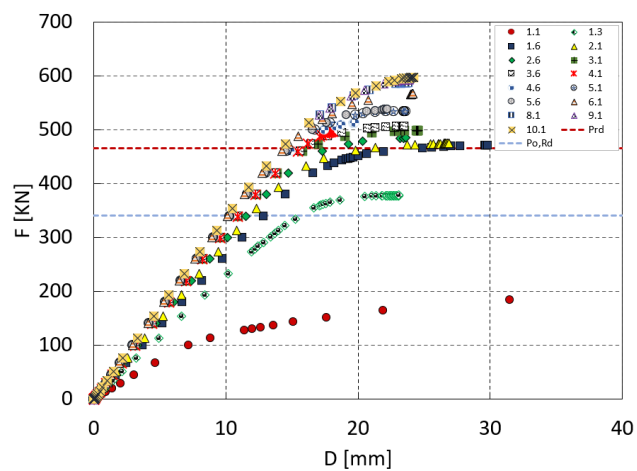
## Deslocamento vertical de vigas alveolares

Os deslocamentos verticais de vigas alveolares à meio vão são apresentados abaixo, sendo separados quanto ao tipo de carregamento, bem como, em relação à temperatura da viga.

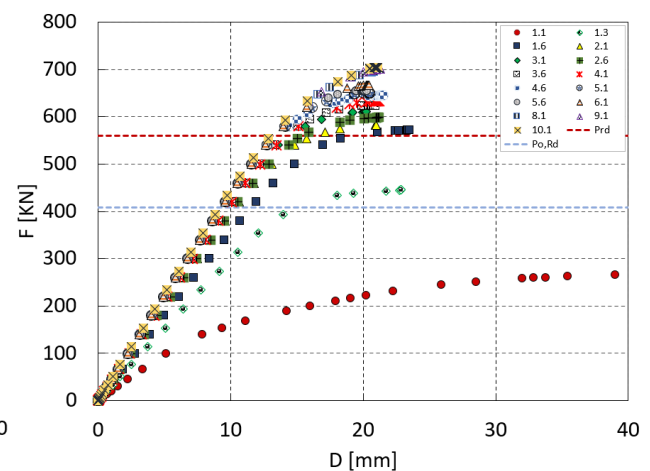
---

### Carregamento pontual - Temperatura ambiente

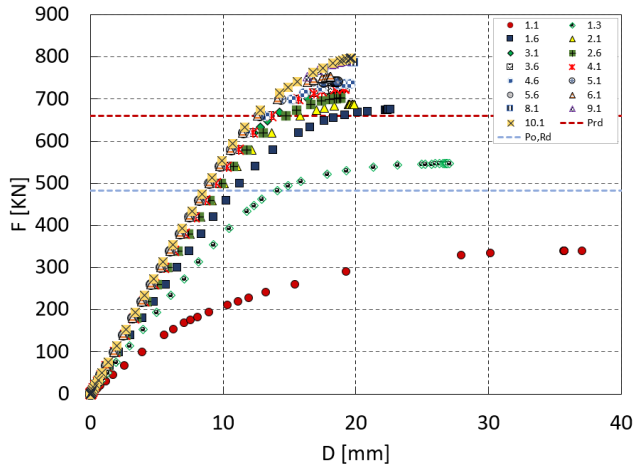
---



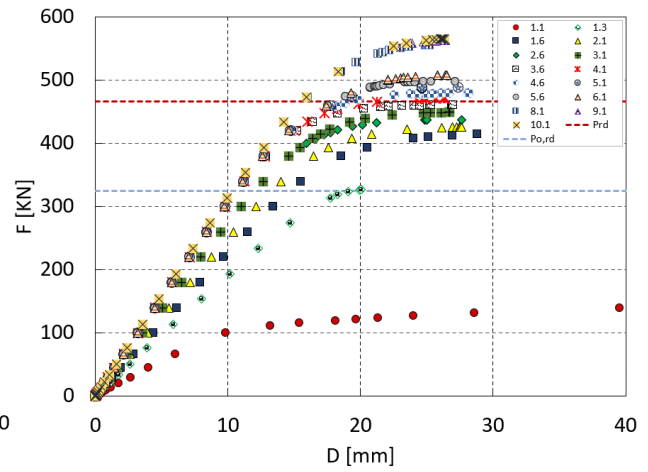
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



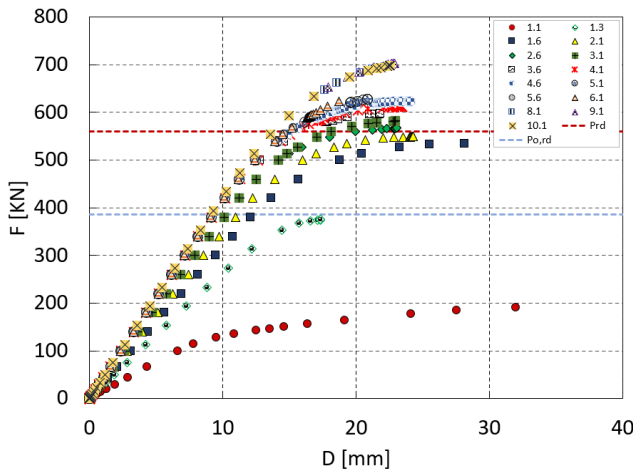
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



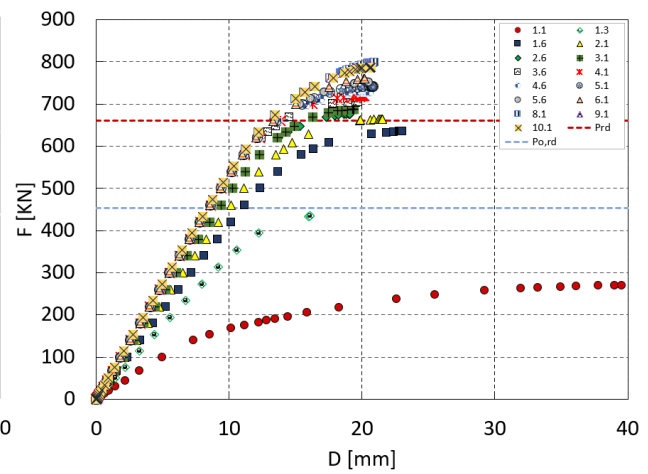
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



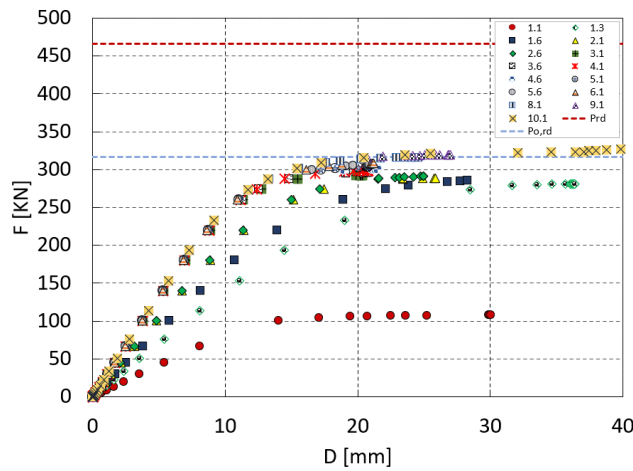
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



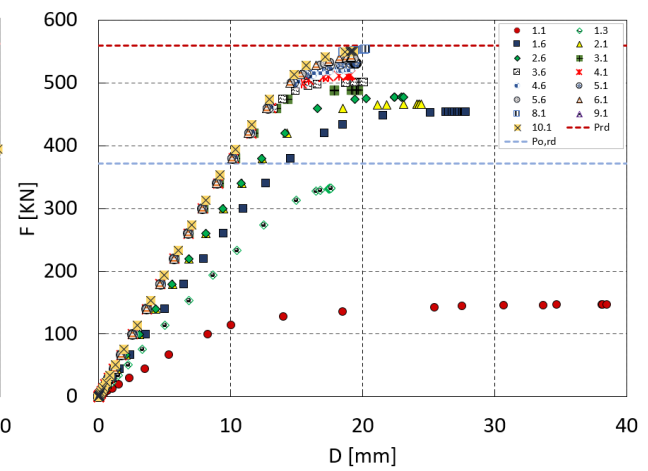
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



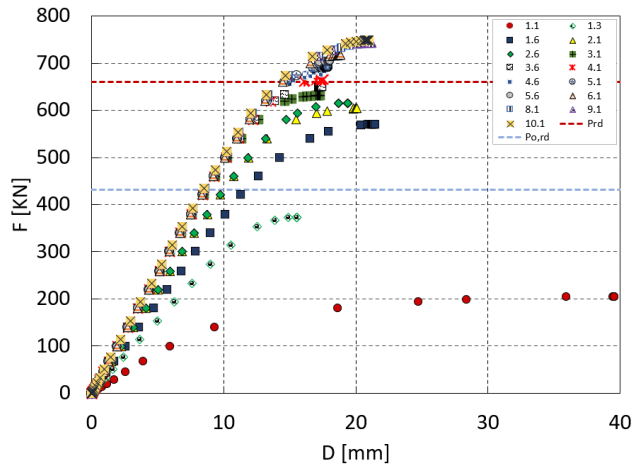
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

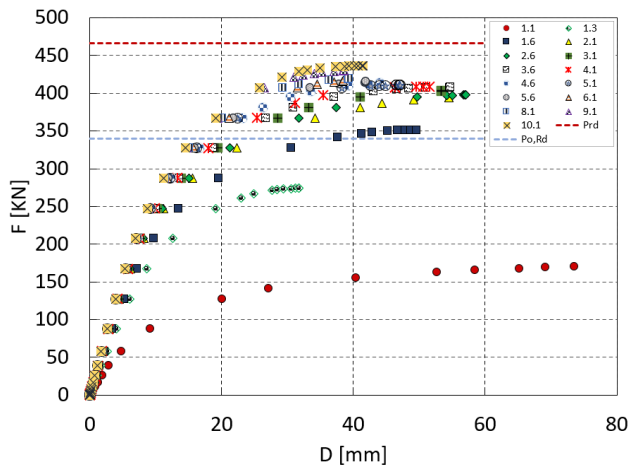


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

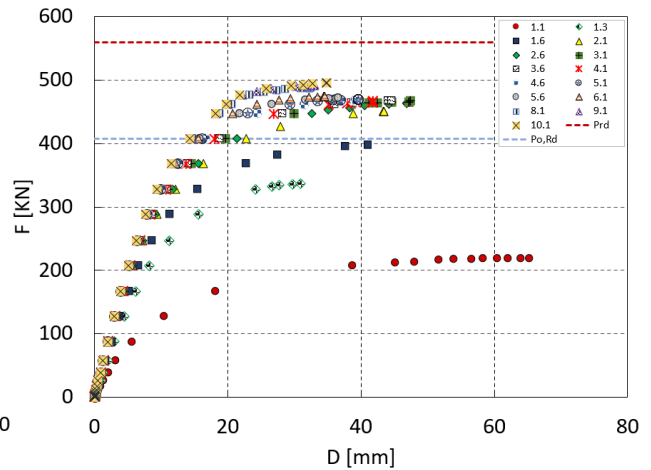
---

Carregamento pontual -  $\theta = 400^\circ\text{C}$

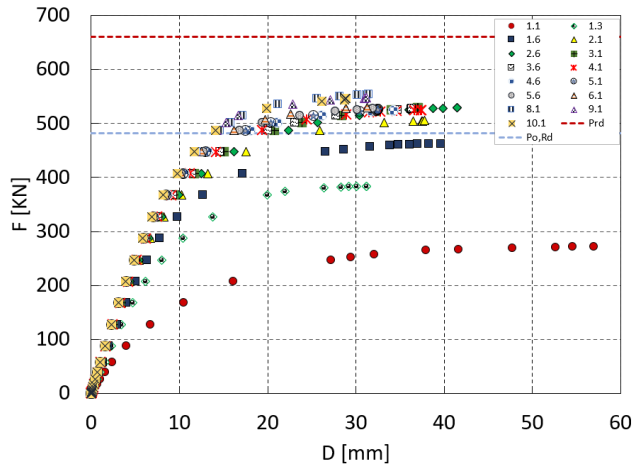
---



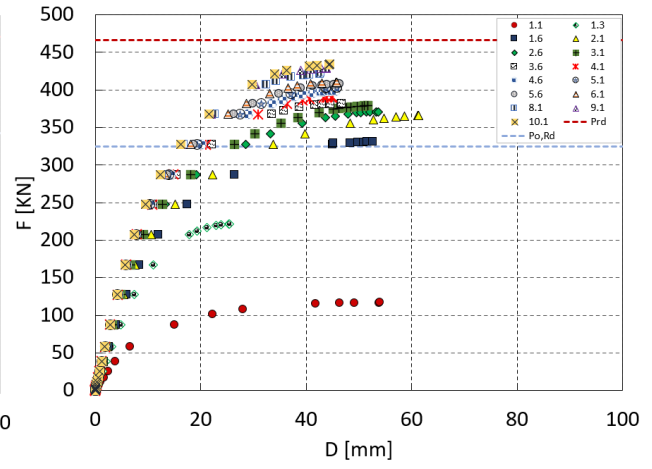
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



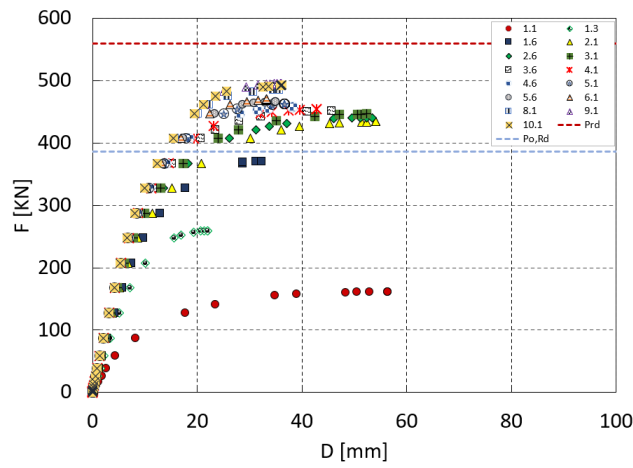
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



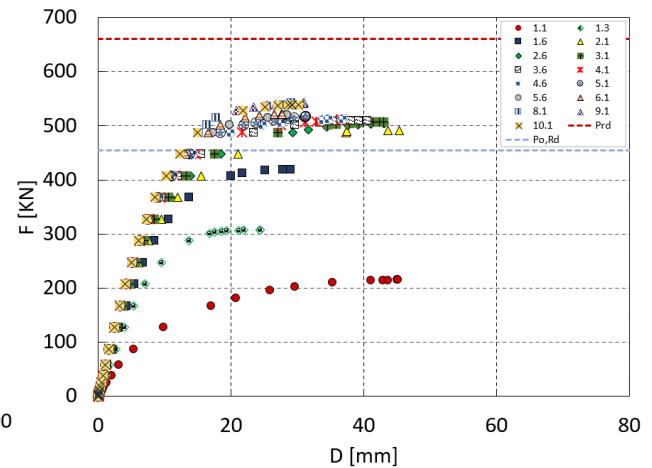
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



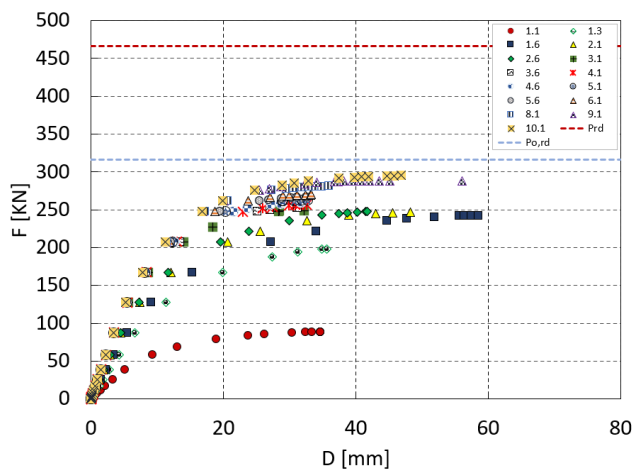
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



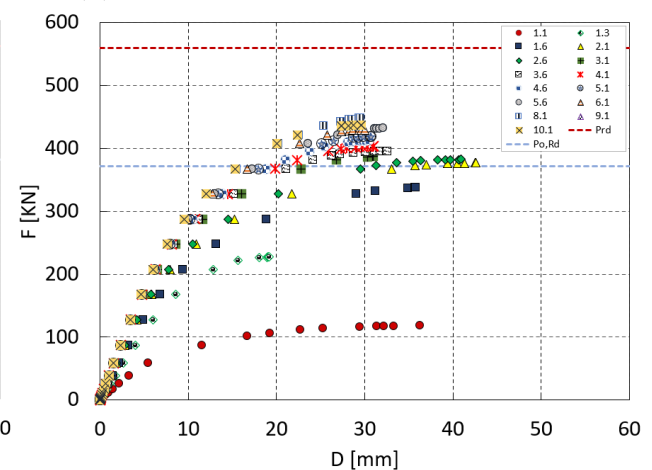
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



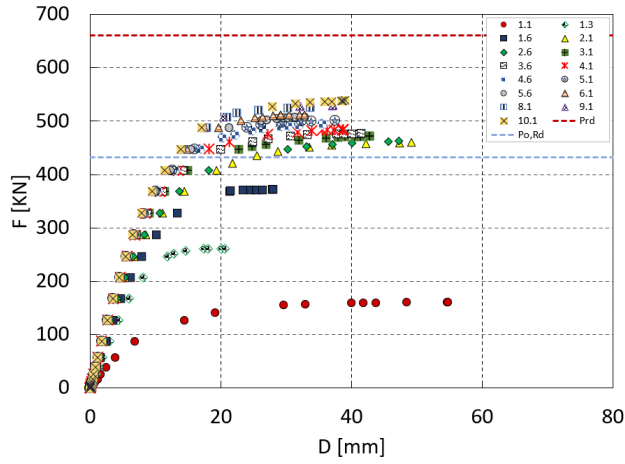
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .

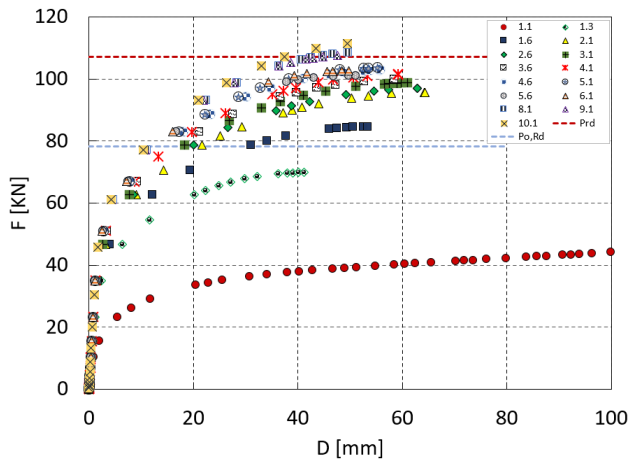


(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

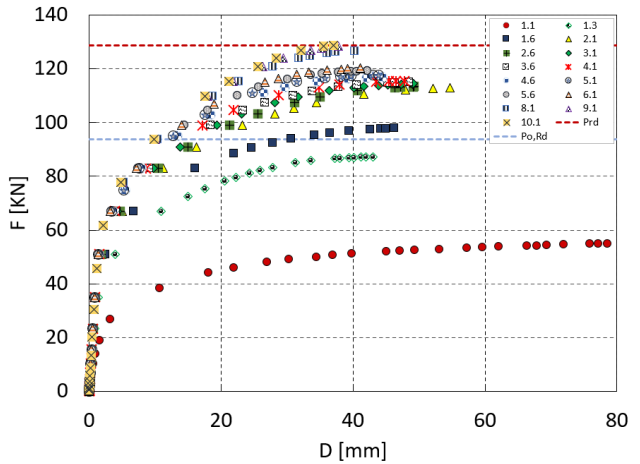


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

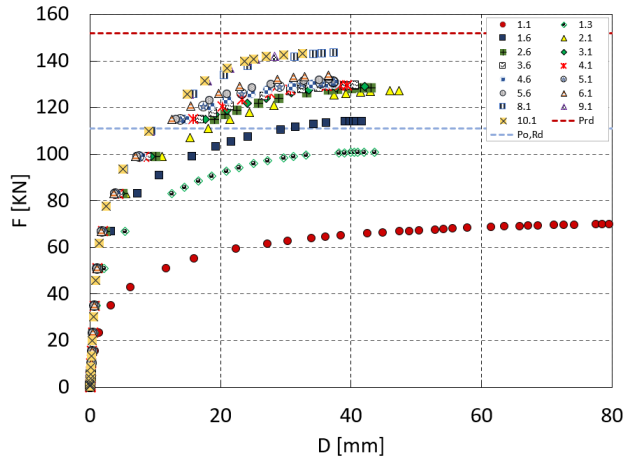
Carregamento pontual -  $\theta = 700^\circ C$



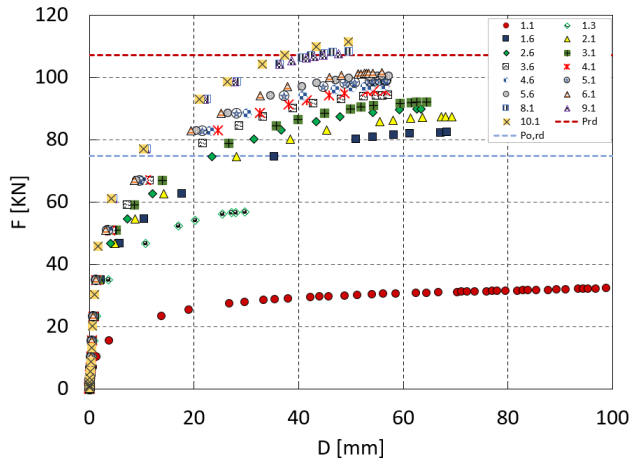
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



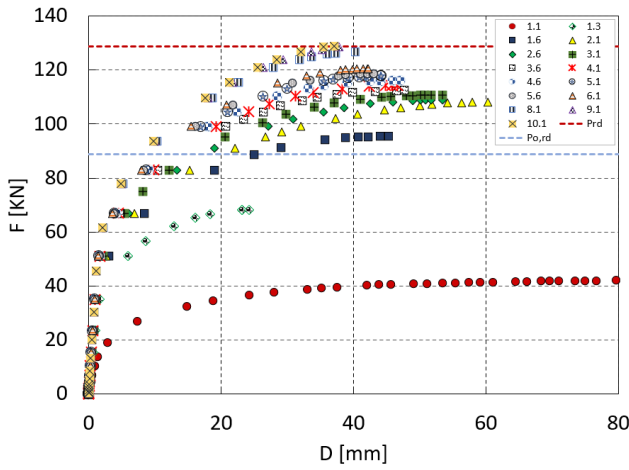
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



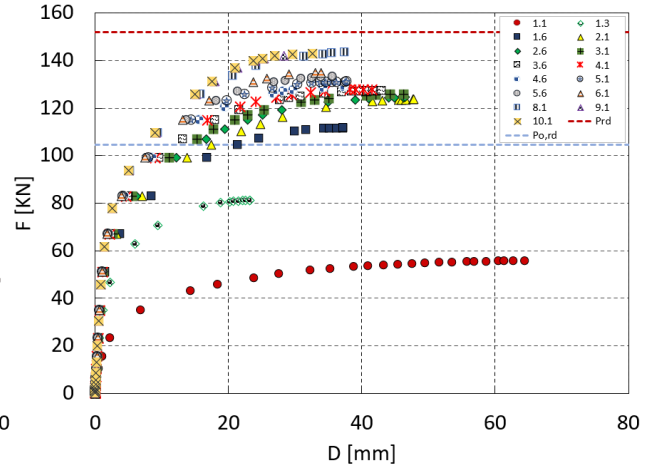
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



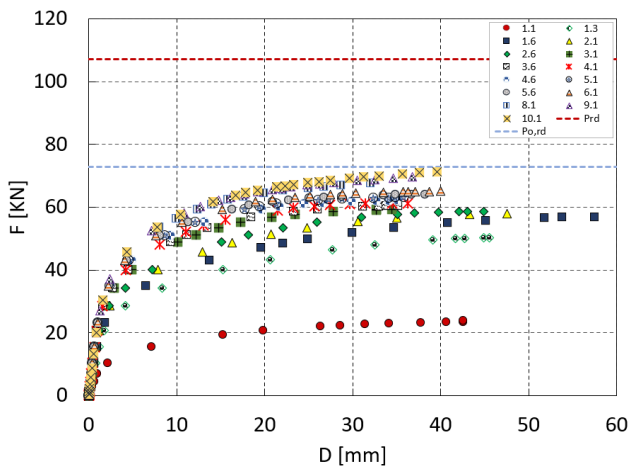
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



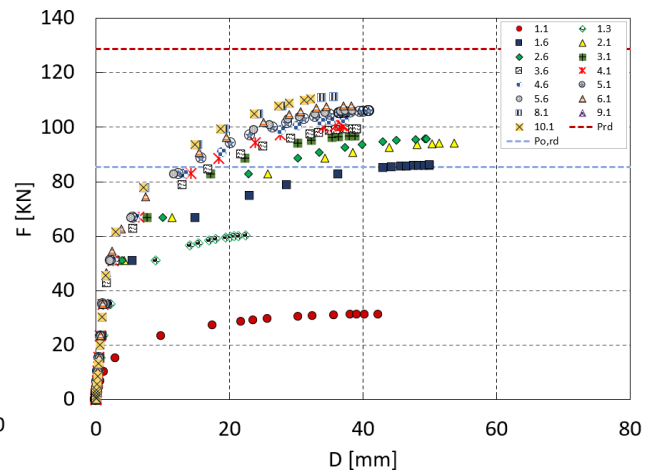
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



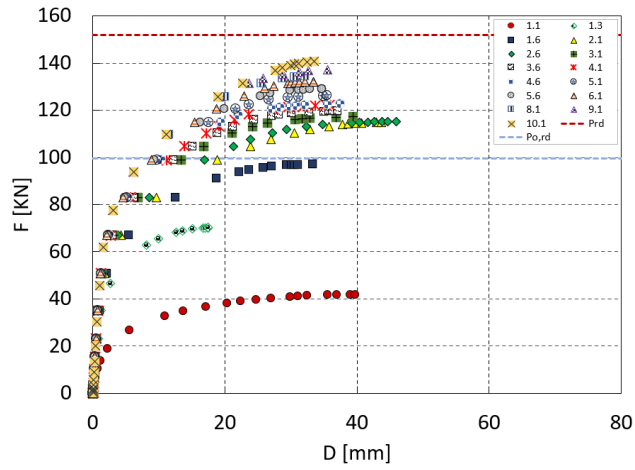
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

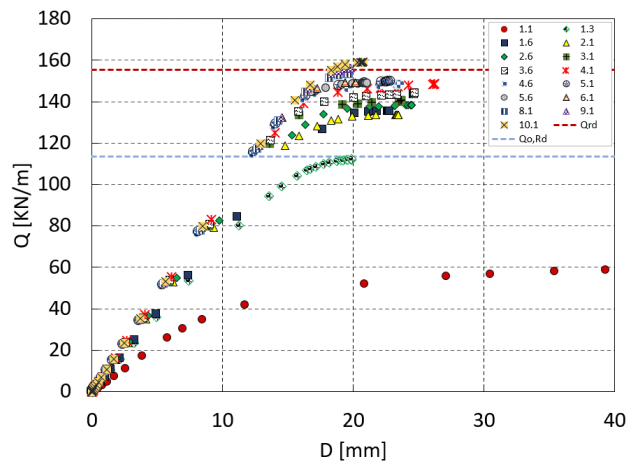


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

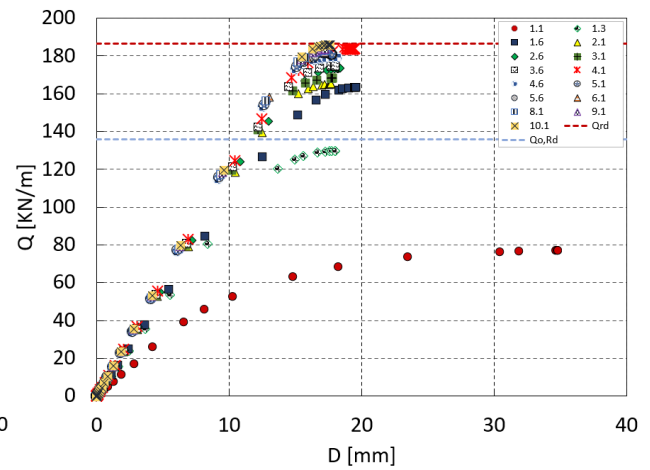
---

Carregamento distribuído - Temperatura ambiente

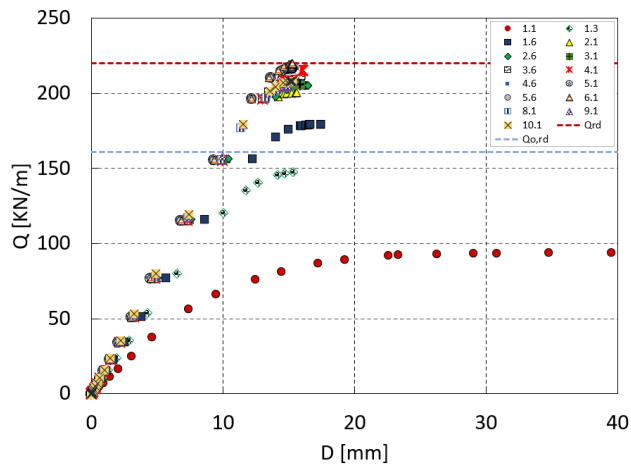
---



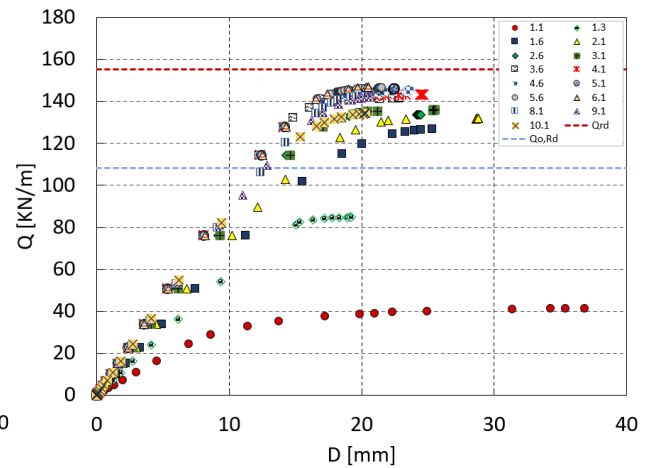
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



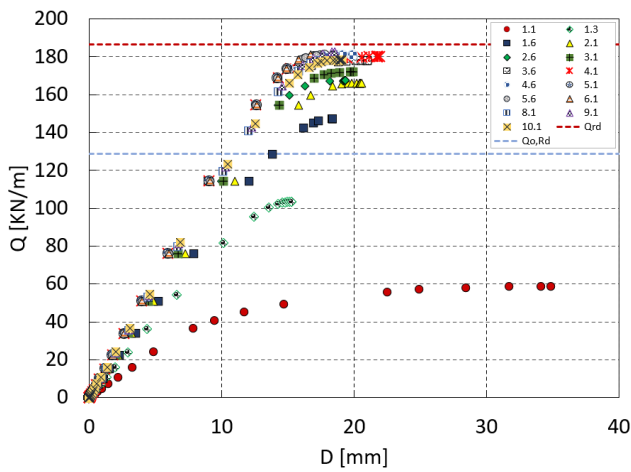
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



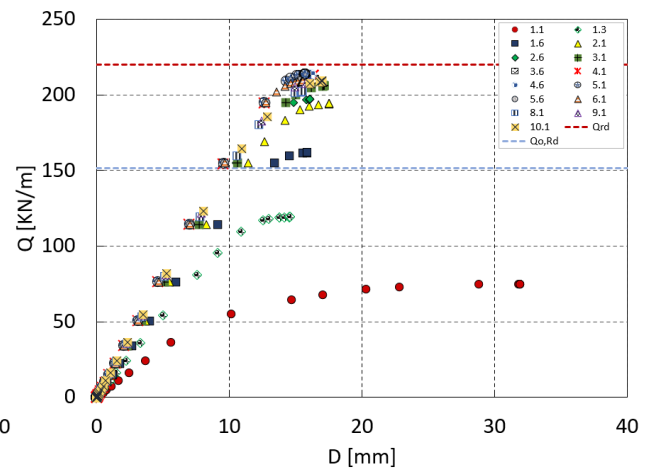
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



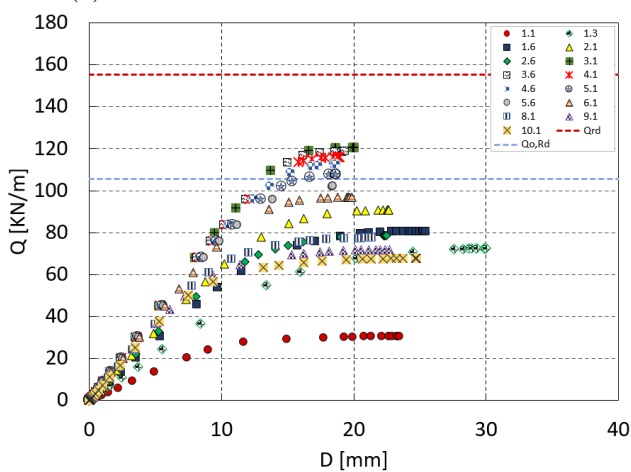
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



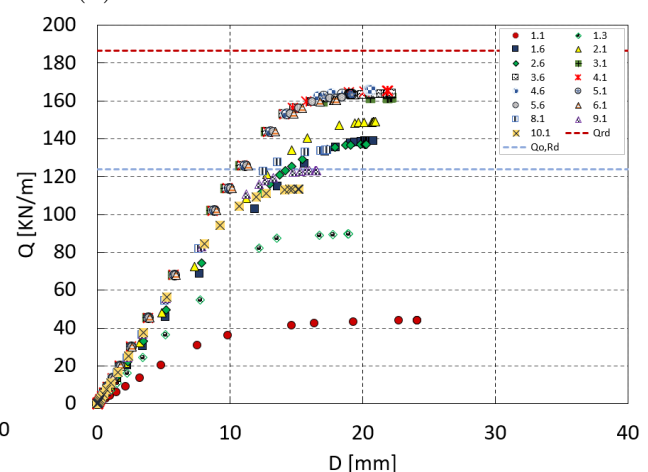
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



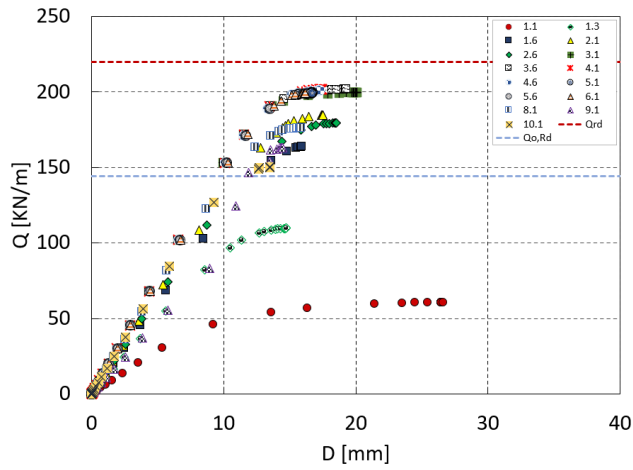
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

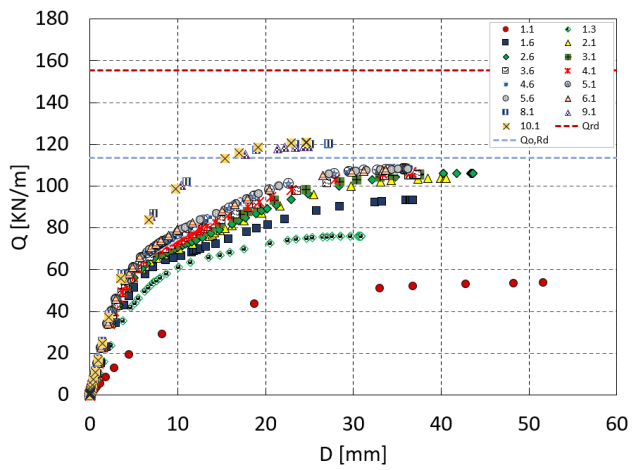


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

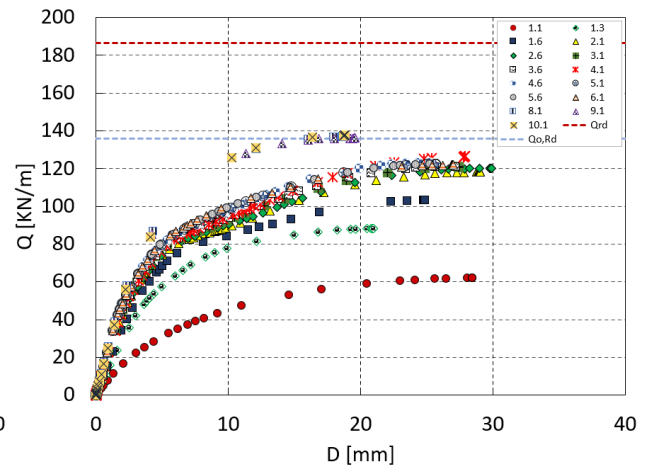
---

Carregamento distribuído -  $\theta = 400^\circ C$

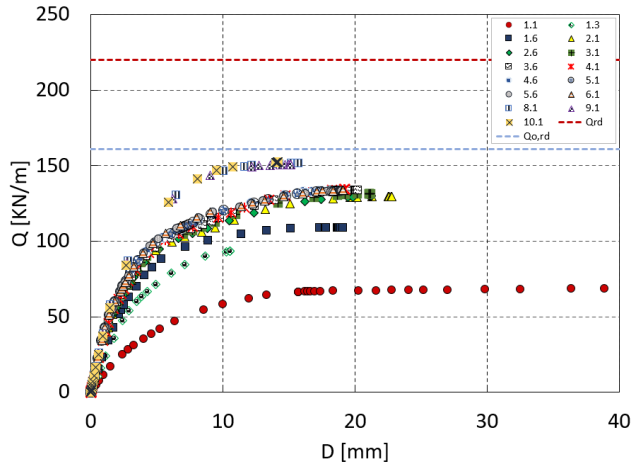
---



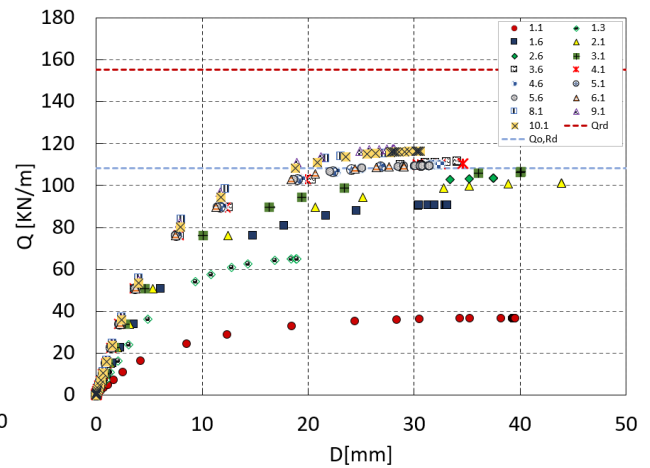
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



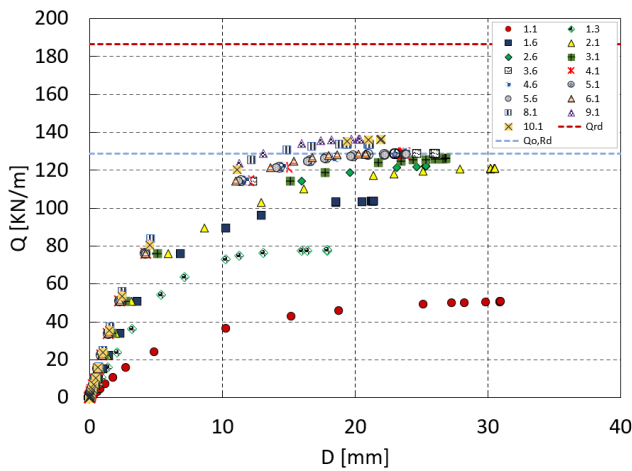
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



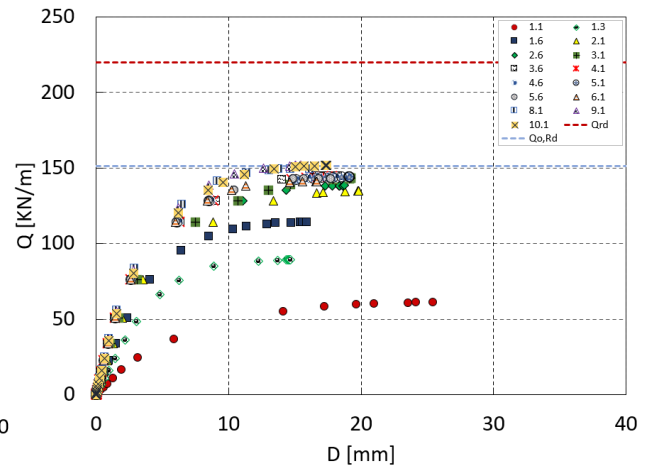
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



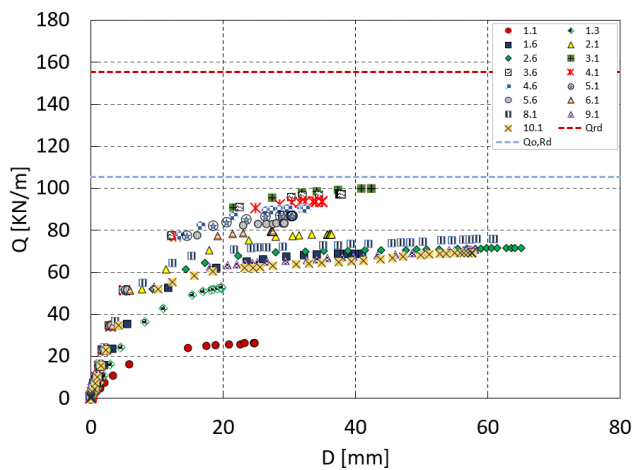
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



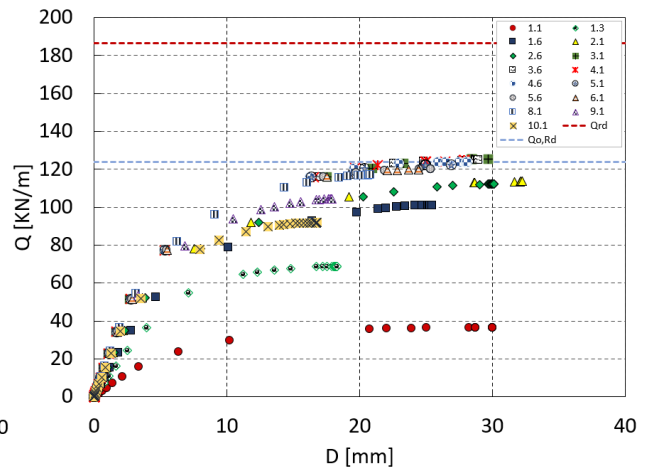
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



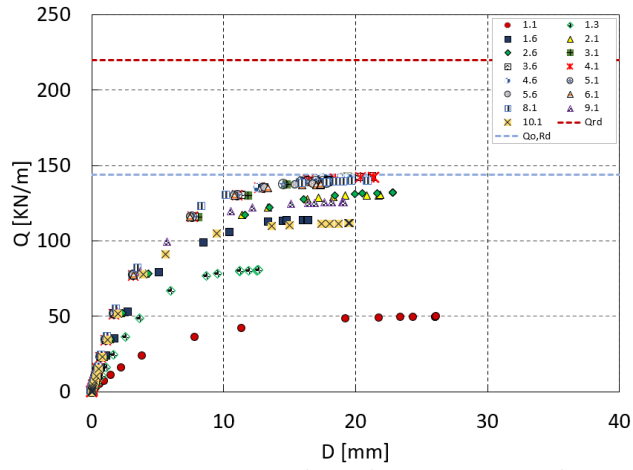
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

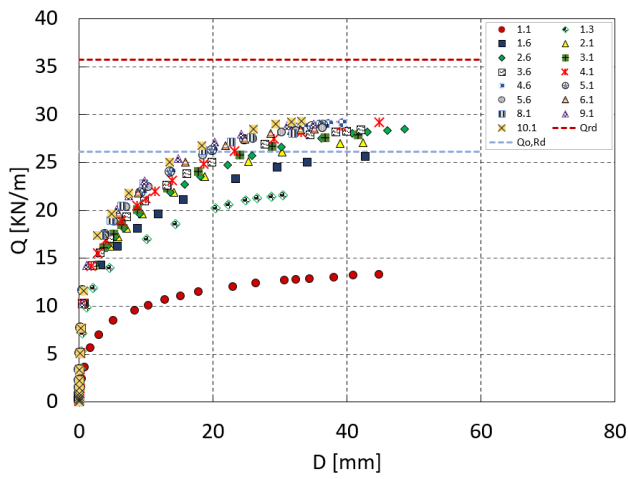


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

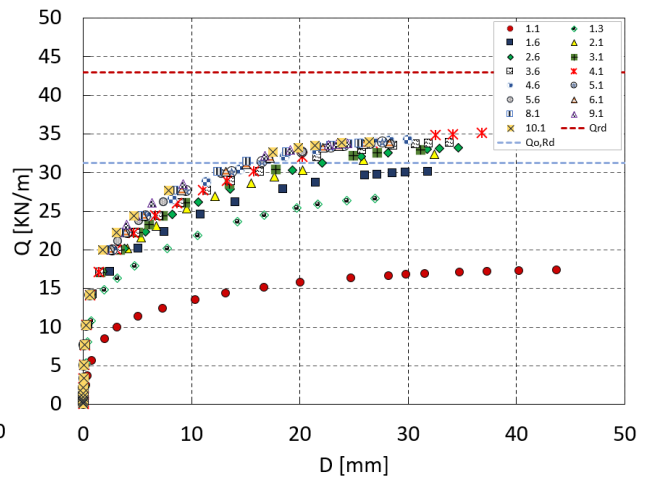
---

Carregamento distribuído -  $\theta = 700^\circ C$

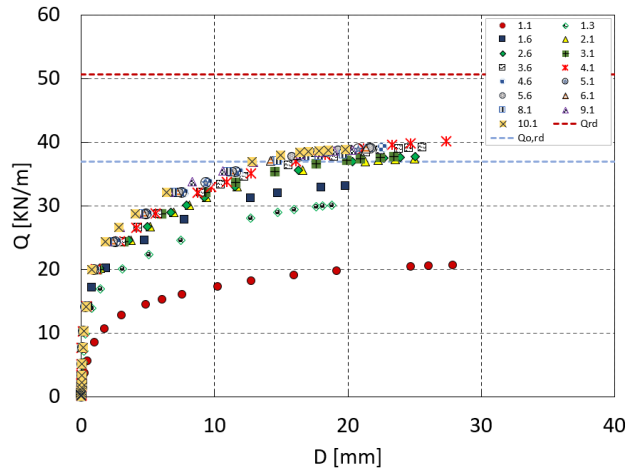
---



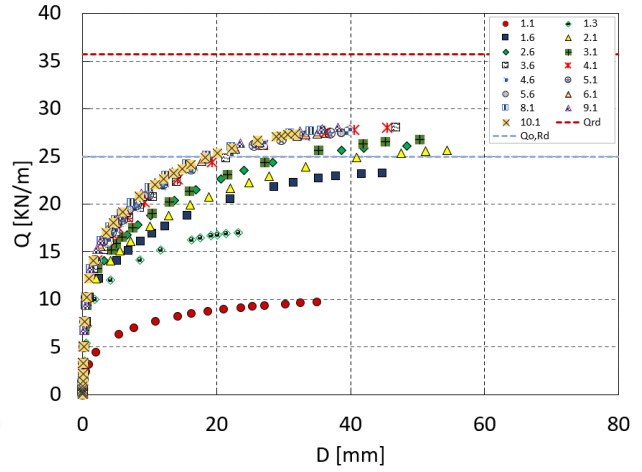
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



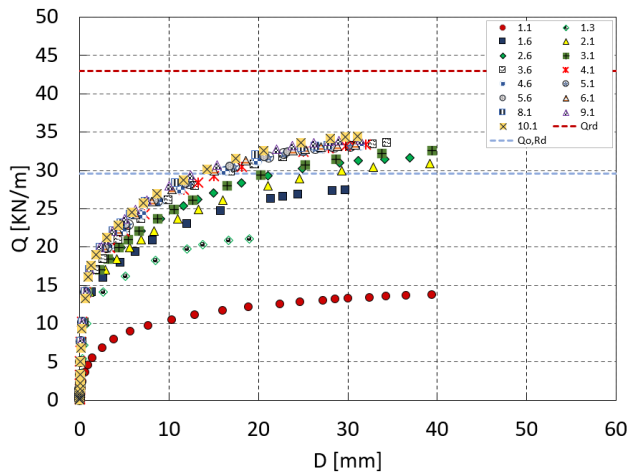
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



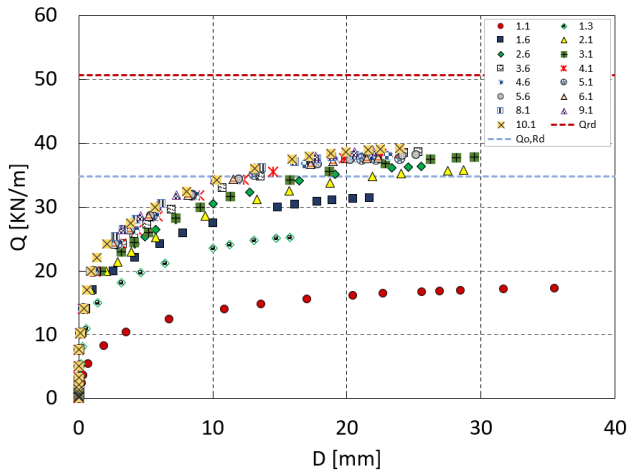
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



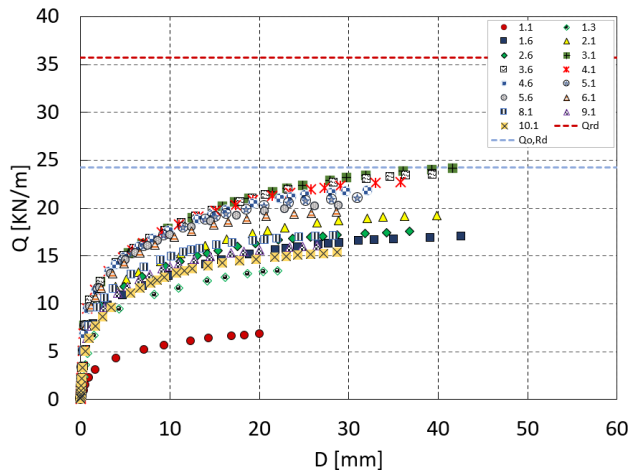
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



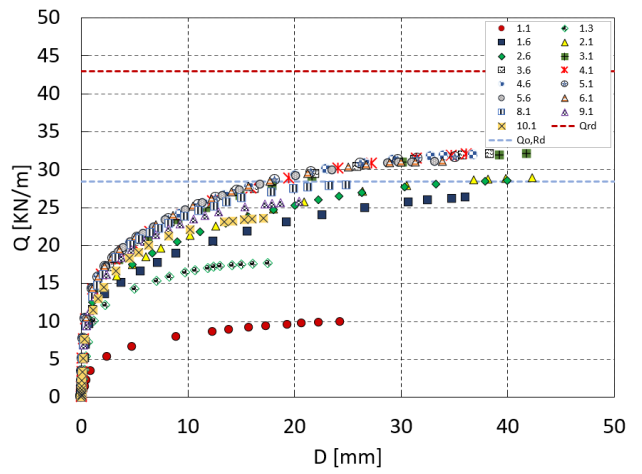
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



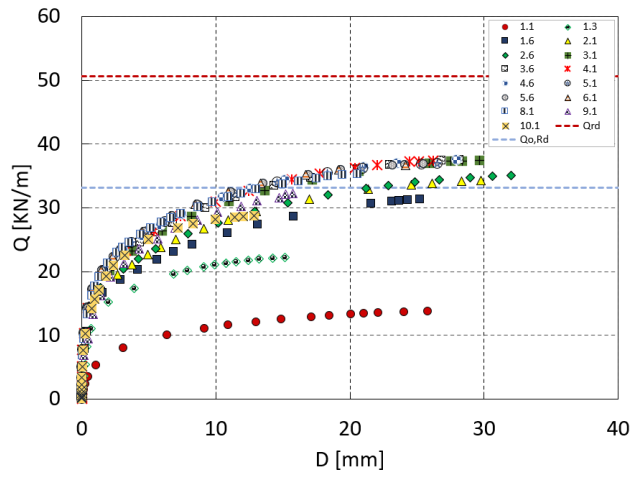
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .



Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

# Anexo B

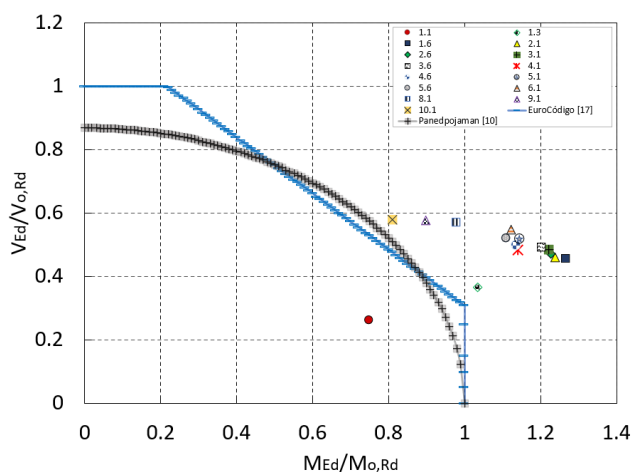
## Curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel

O presente anexo se destina à apresentação da comparação das curvas de segurança para o mecanismo de Vierendeel com os resultados numéricos.

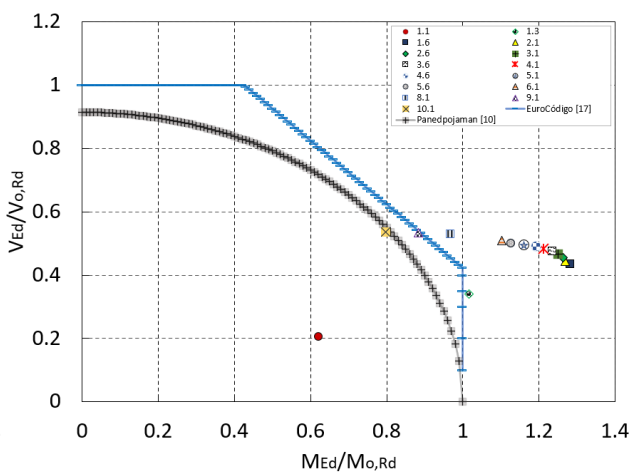
---

### Carregamento pontual - Temperatura ambiente

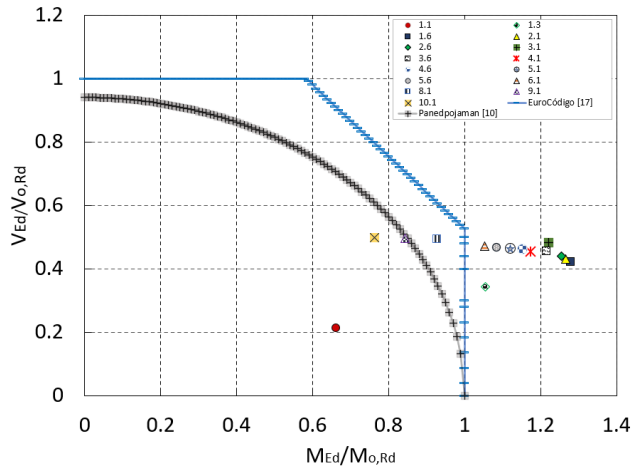
---



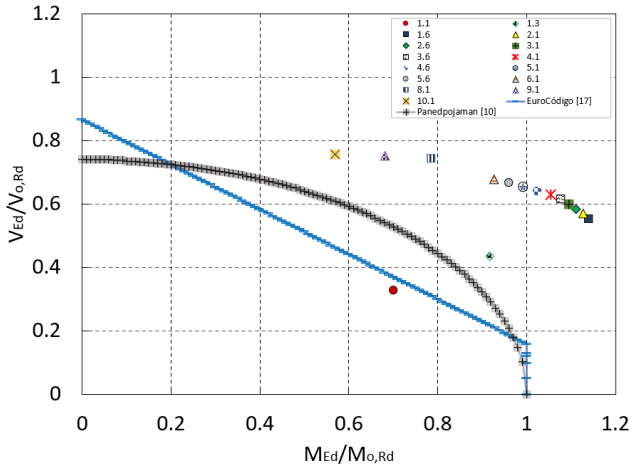
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



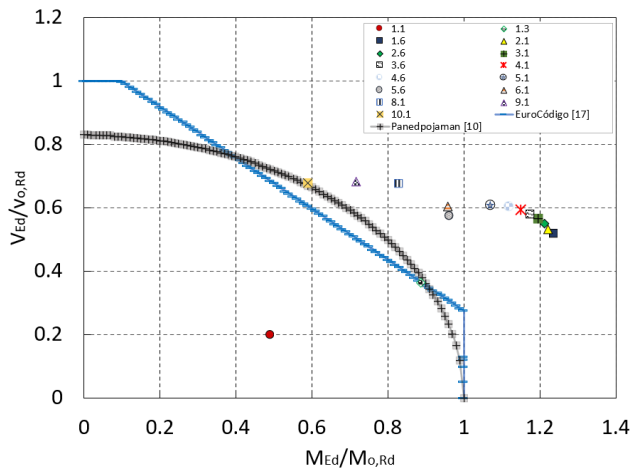
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



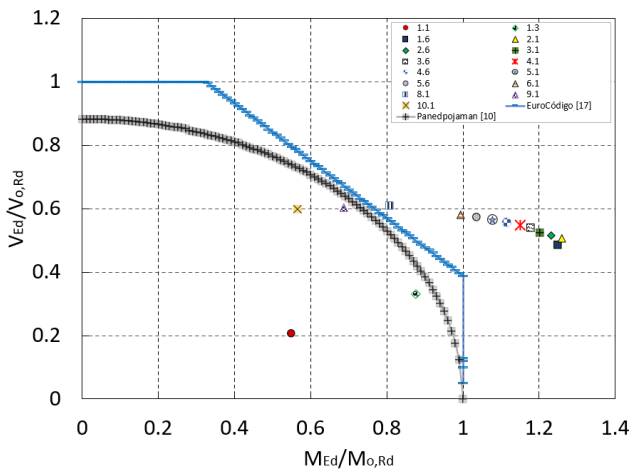
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



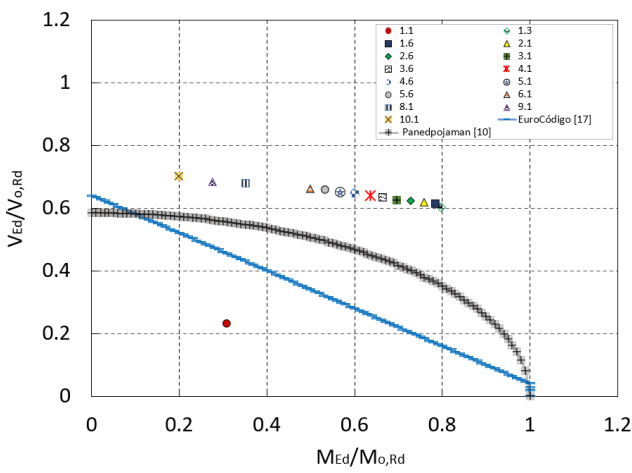
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



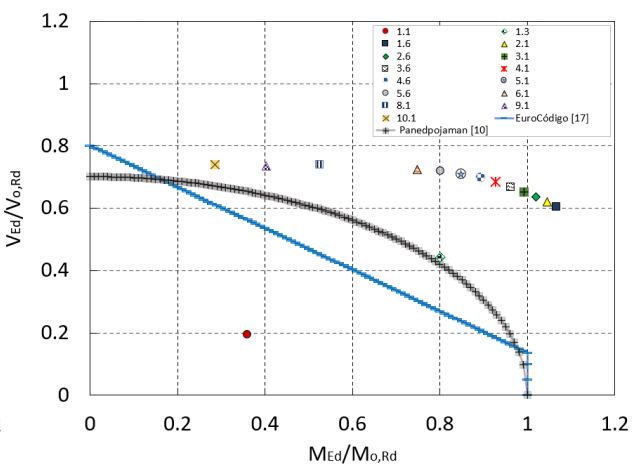
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



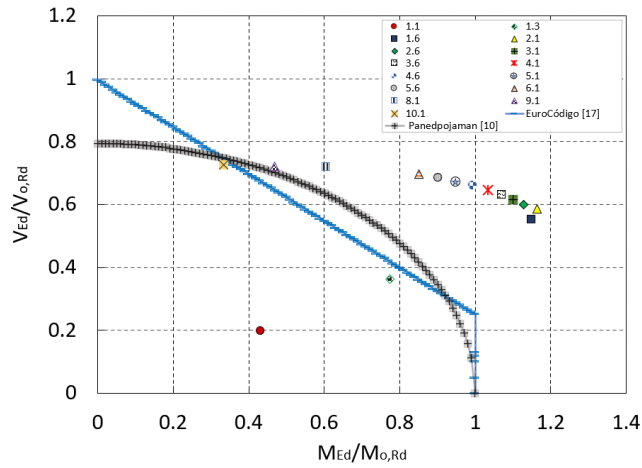
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

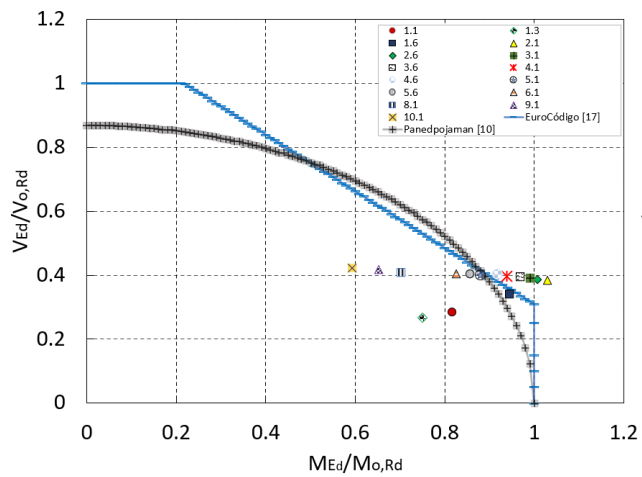


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

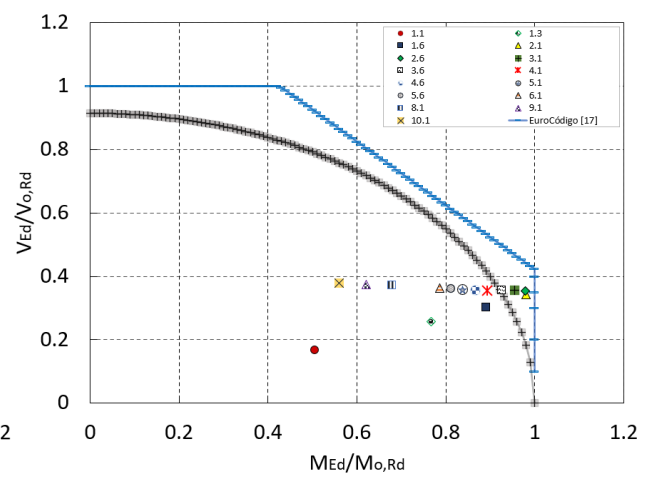
---

Carregamento pontual -  $\theta = 400^\circ C$

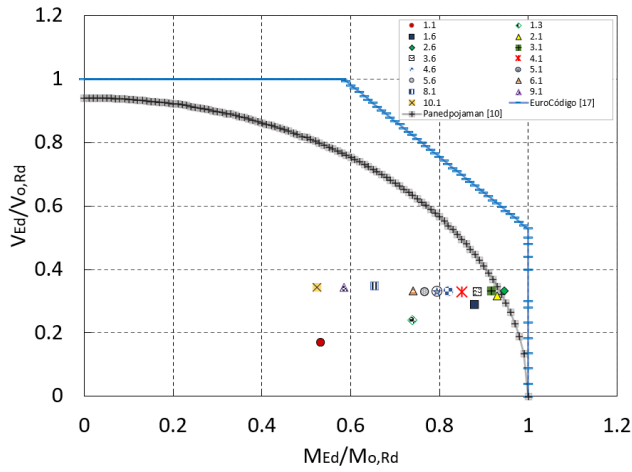
---



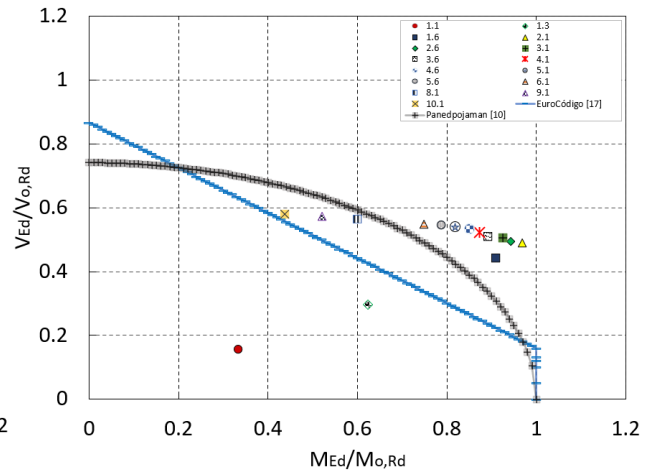
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



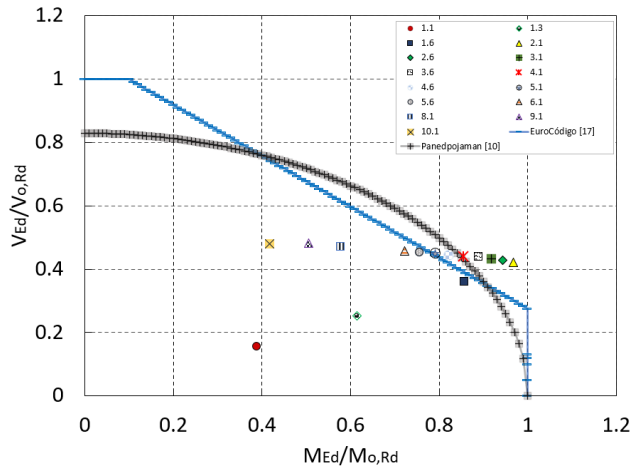
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



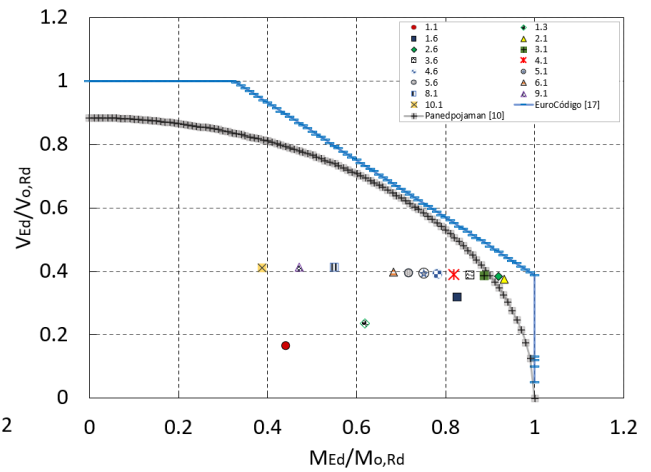
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



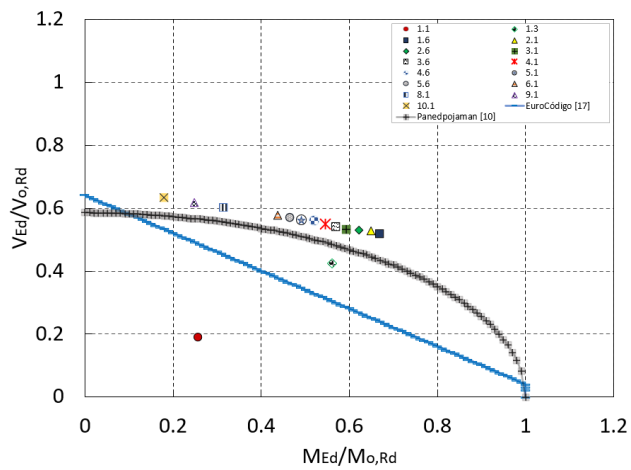
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



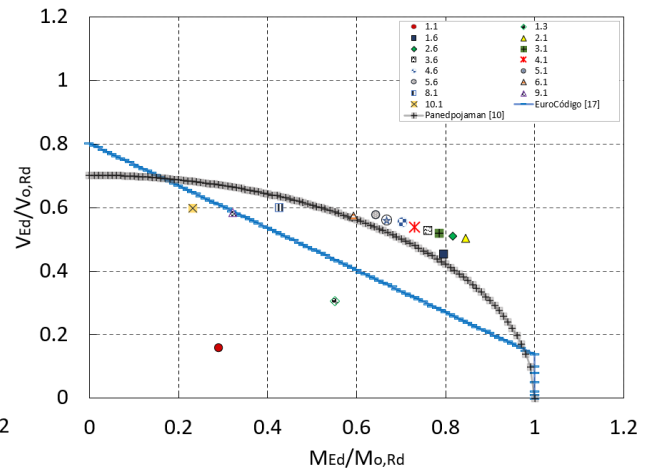
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



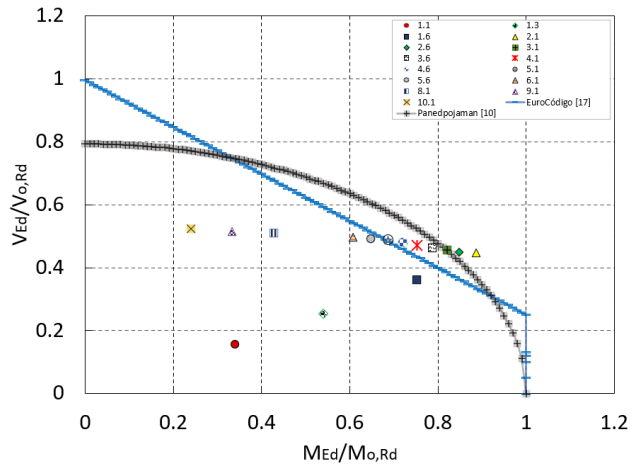
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

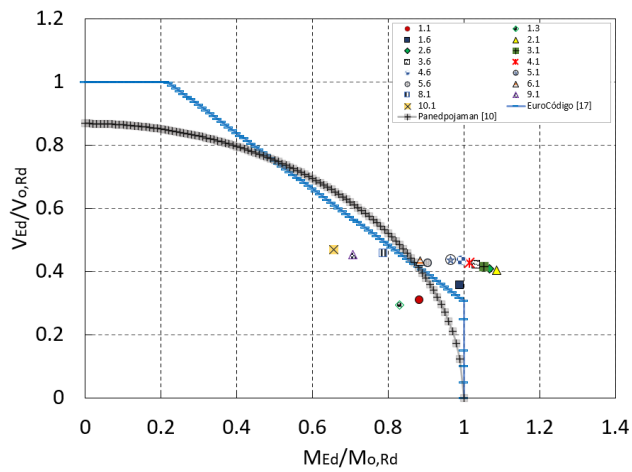


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

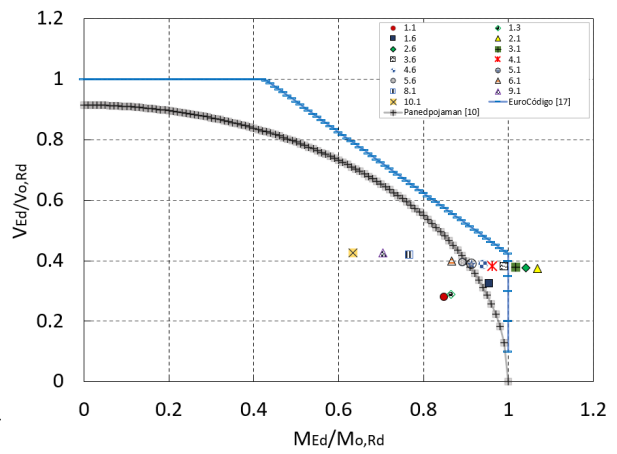
---

Carregamento pontual -  $\theta = 700^\circ C$

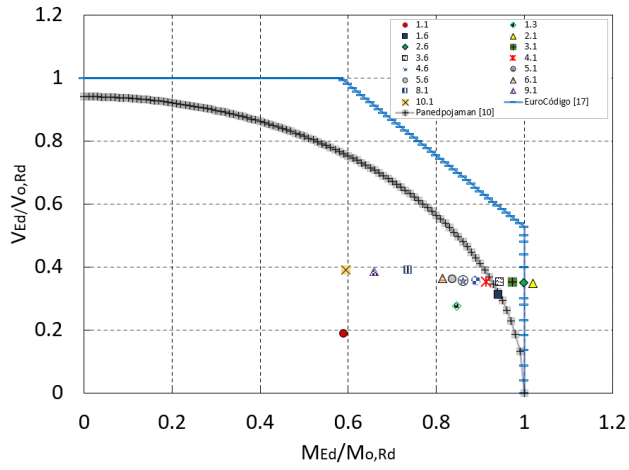
---



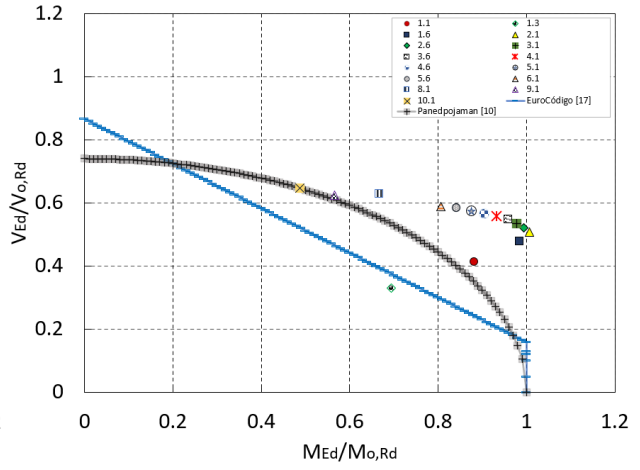
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



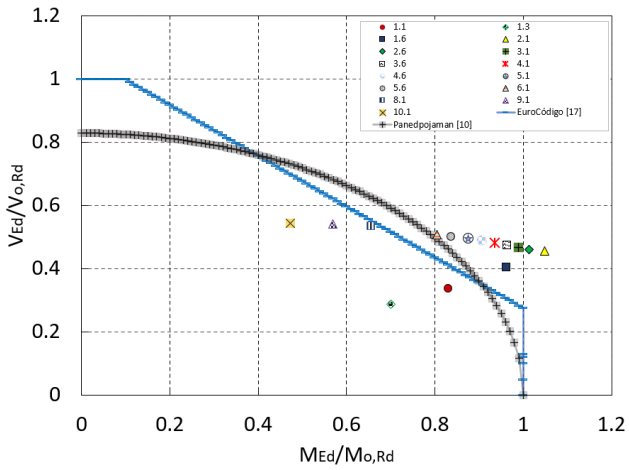
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



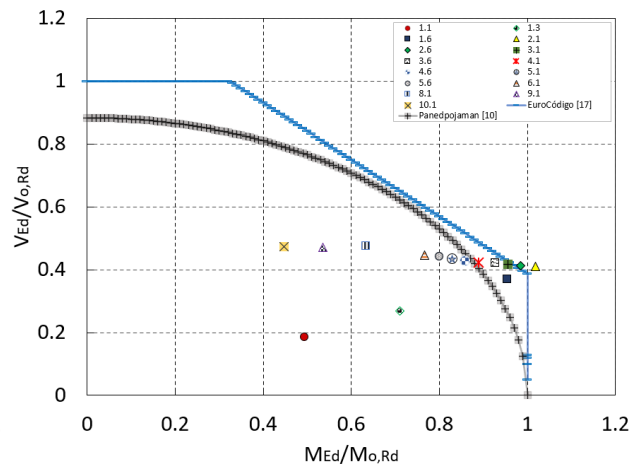
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



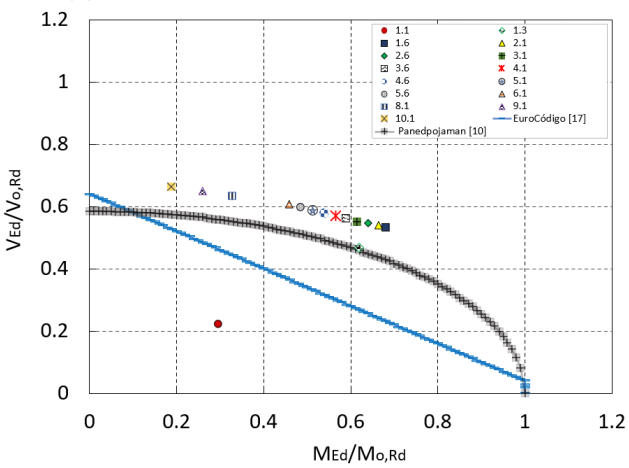
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



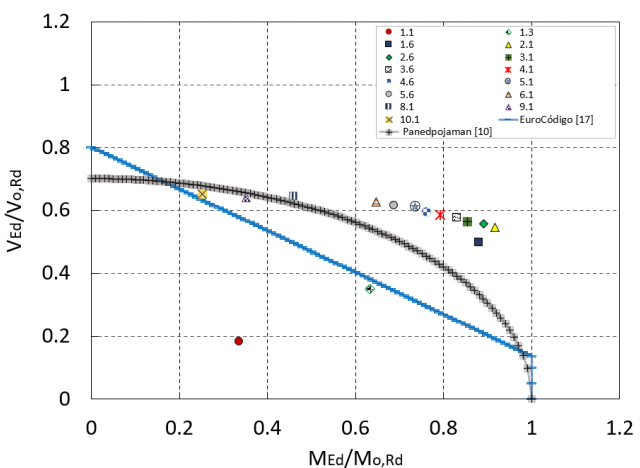
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



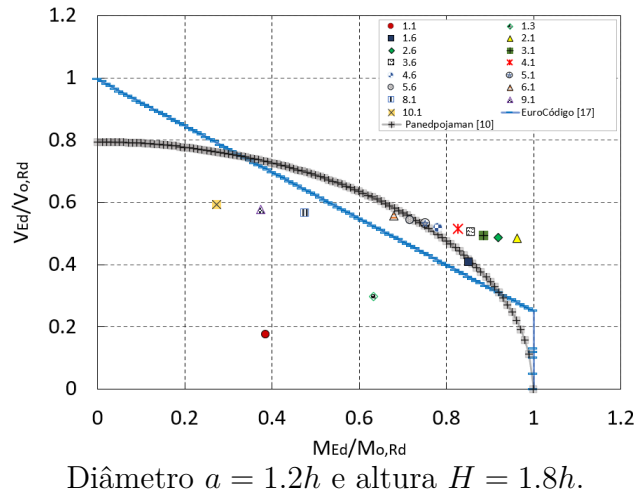
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



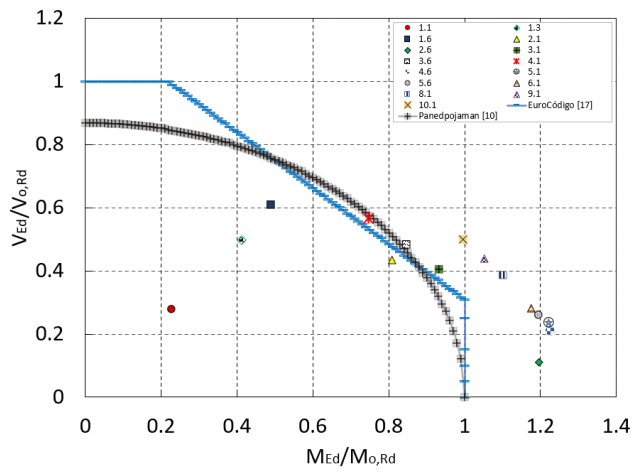
(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .



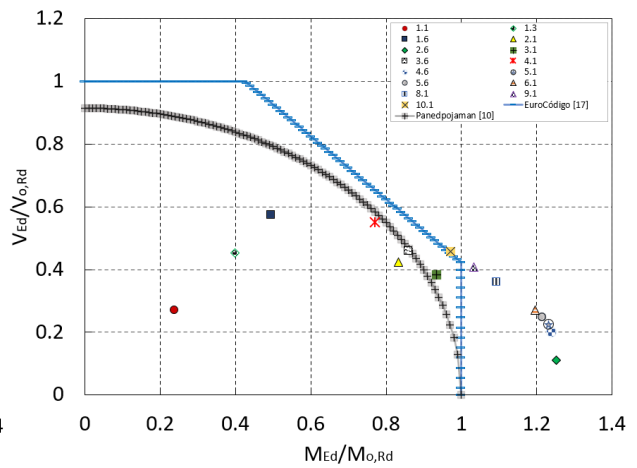

---

Carregamento distribuído - Temperatura ambiente

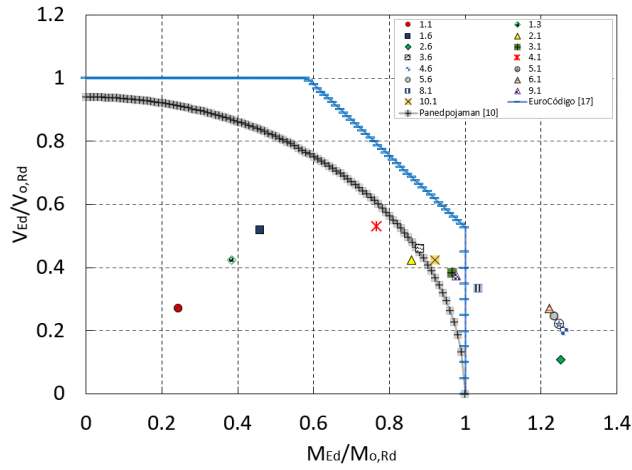
---



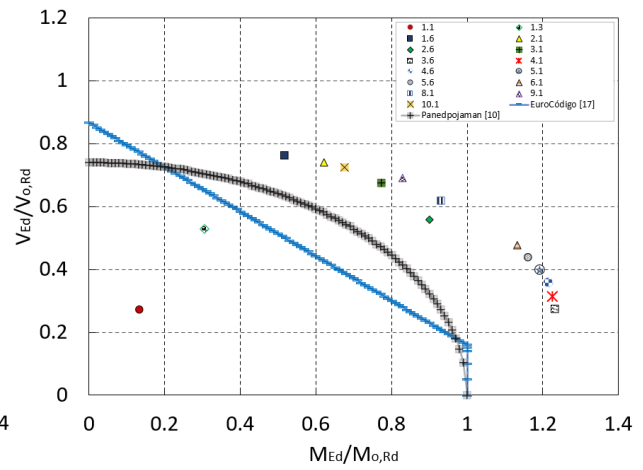
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



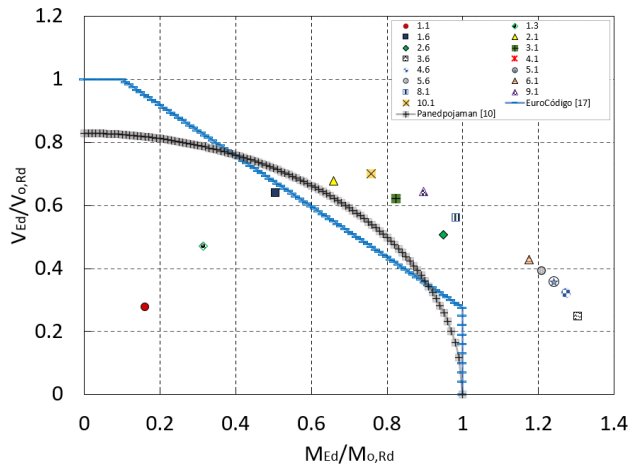
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



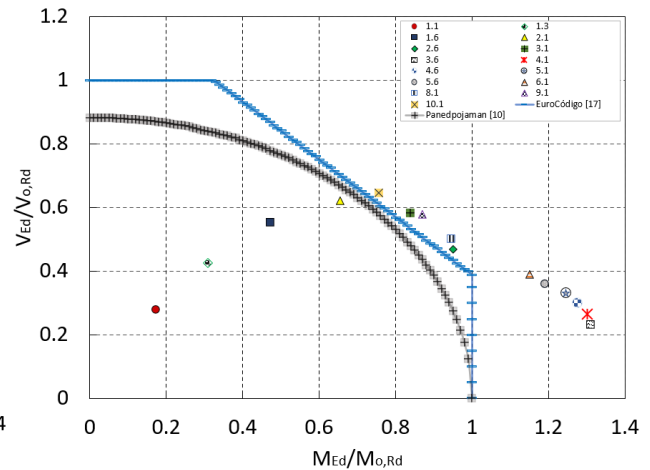
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



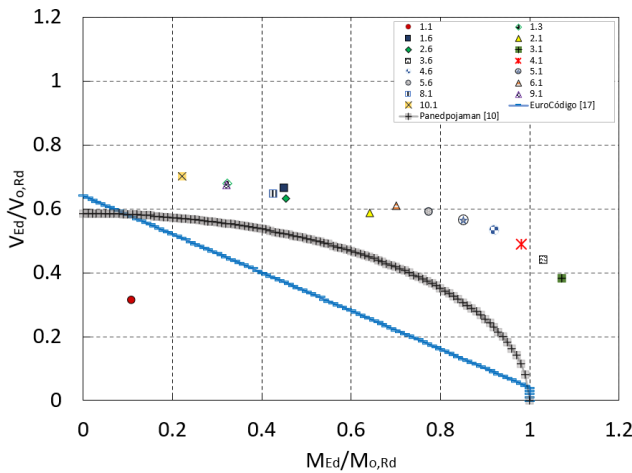
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



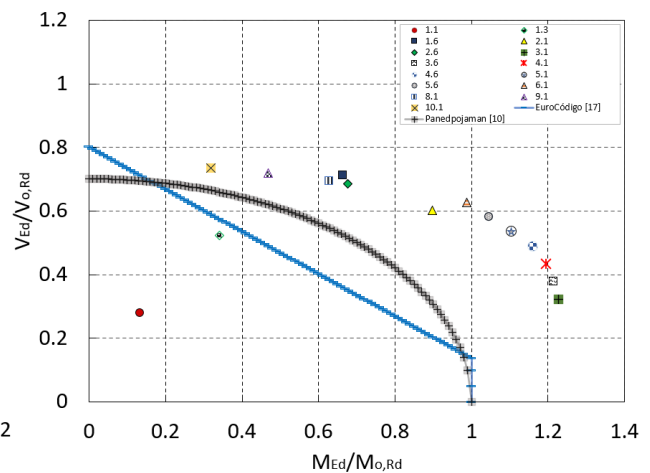
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



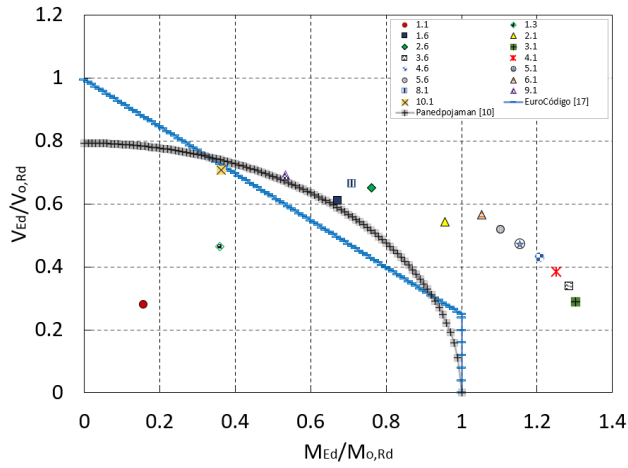
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

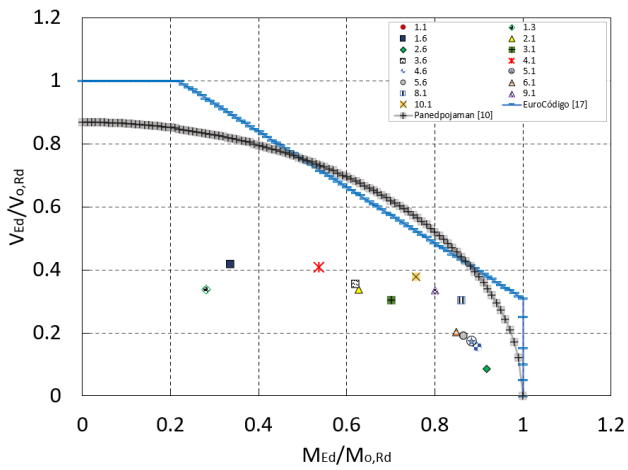


Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

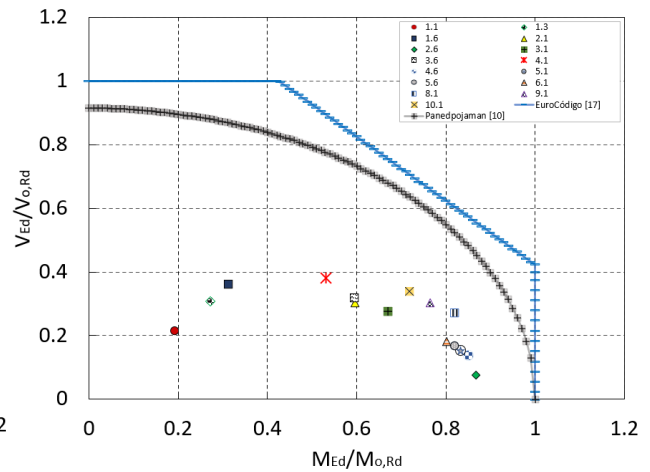
---

Carregamento distribuído -  $\theta = 400^\circ C$

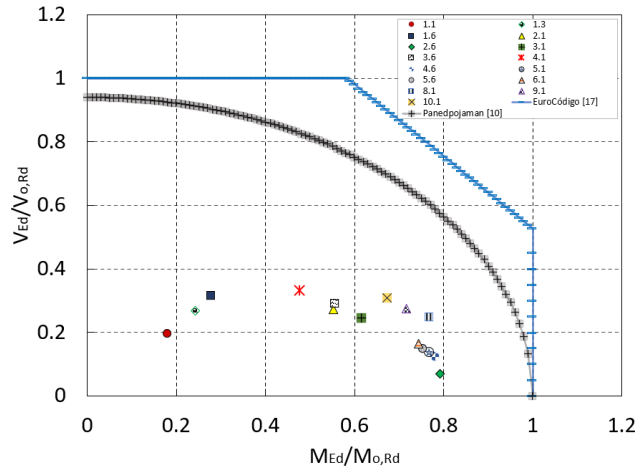
---



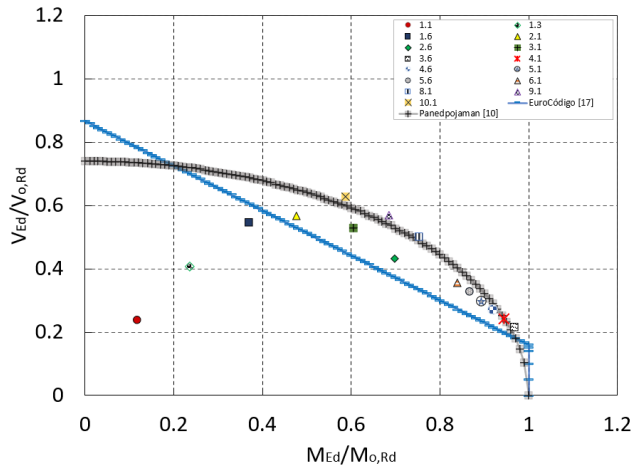
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.4h$ .



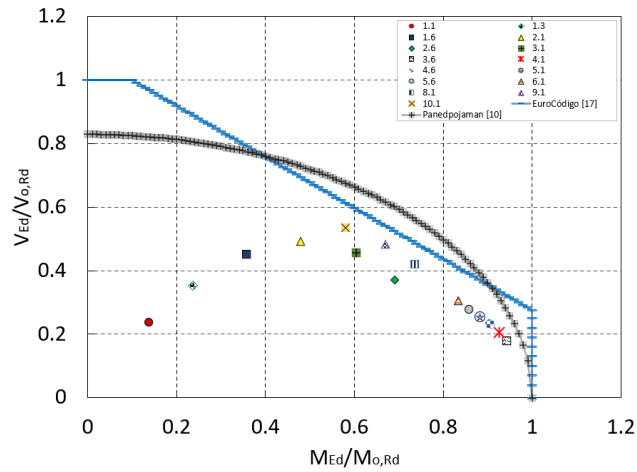
(b) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.6h$ .



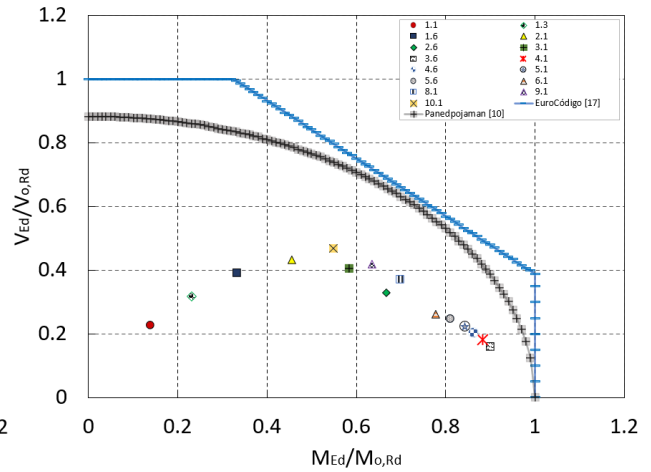
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



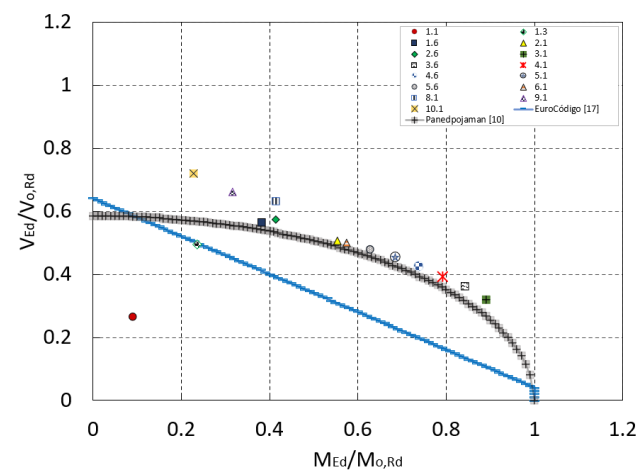
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



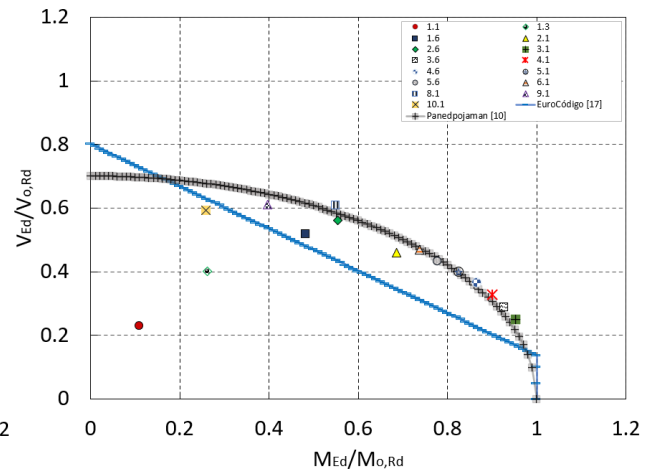
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



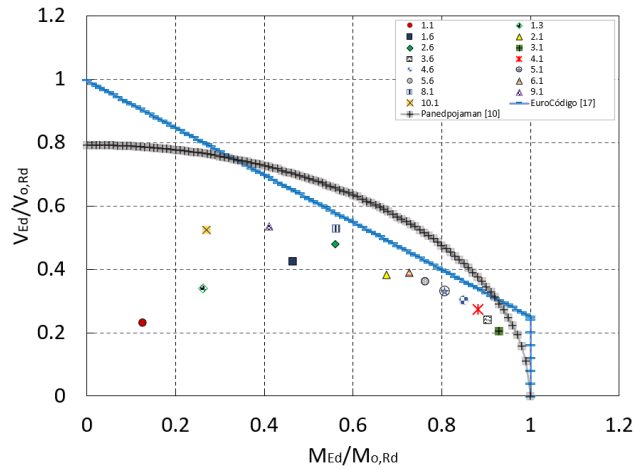
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



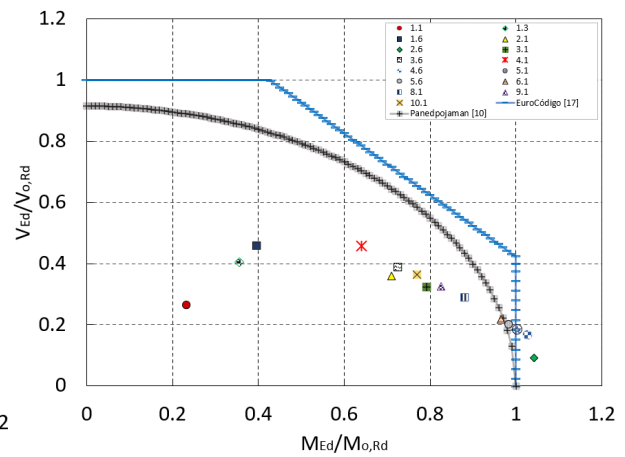
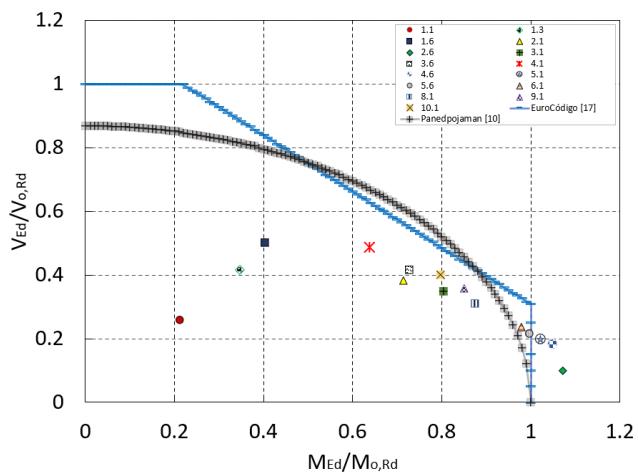
(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .

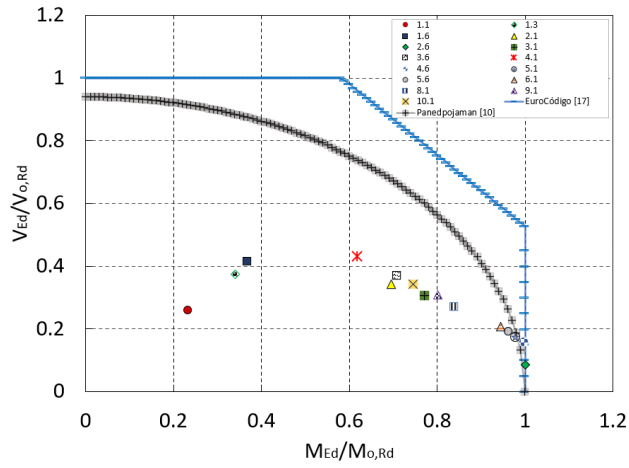



---

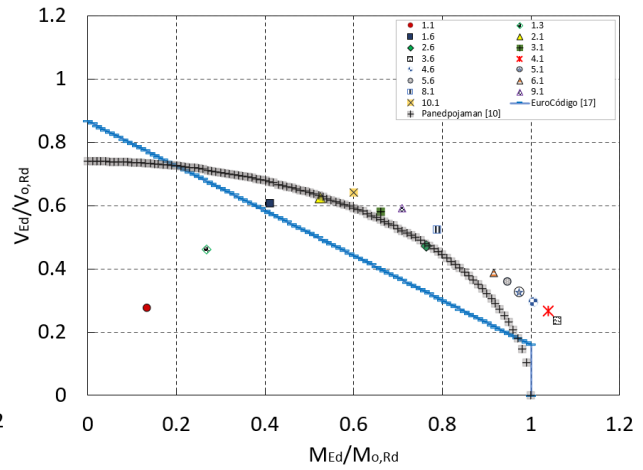
Carregamento distribuído -  $\theta = 700^{\circ}C$

---

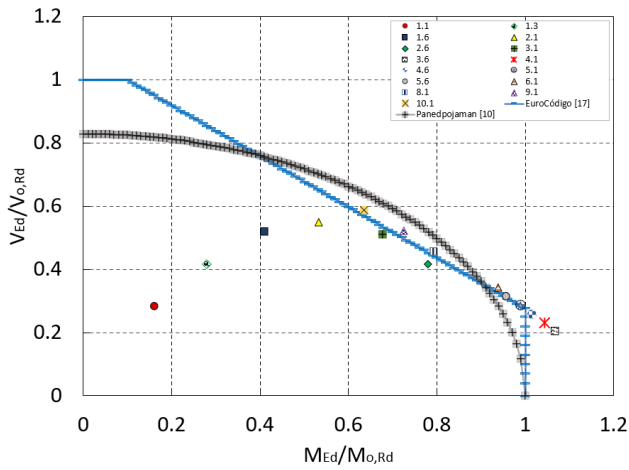




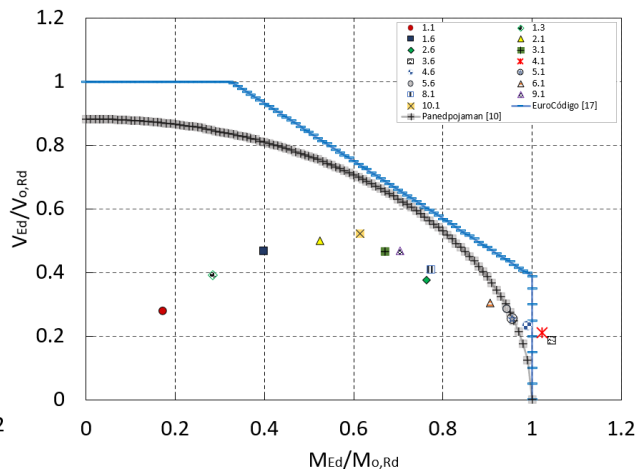
(a) Diâmetro  $a = 0.8h$  e altura  $H = 1.8h$ .



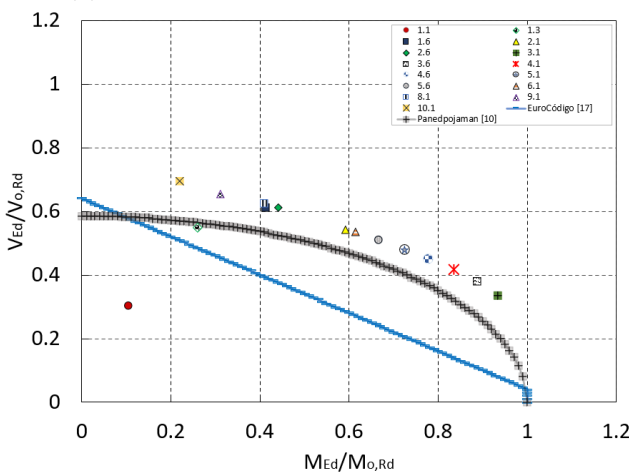
(b) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.4h$ .



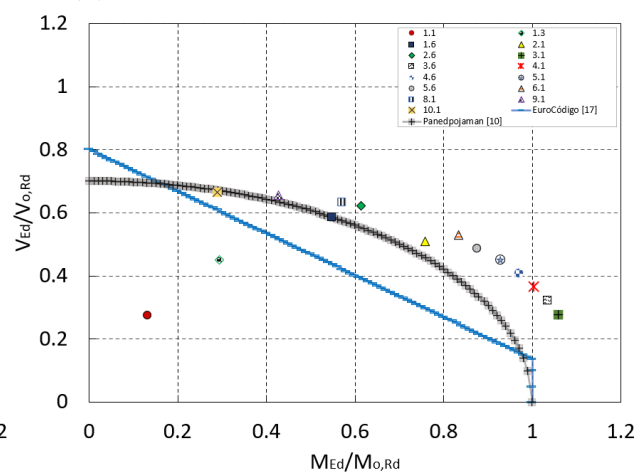
(c) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.6h$ .



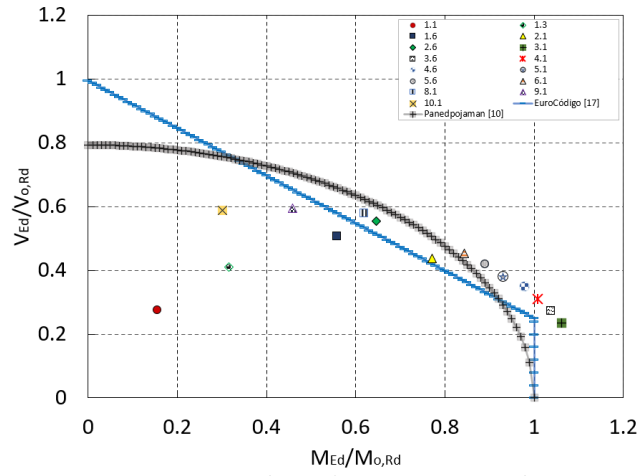
(d) Diâmetro  $a = 1h$  e altura  $H = 1.8h$ .



(e) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.4h$ .



(f) Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.6h$ .



Diâmetro  $a = 1.2h$  e altura  $H = 1.8h$ .

# Anexo C

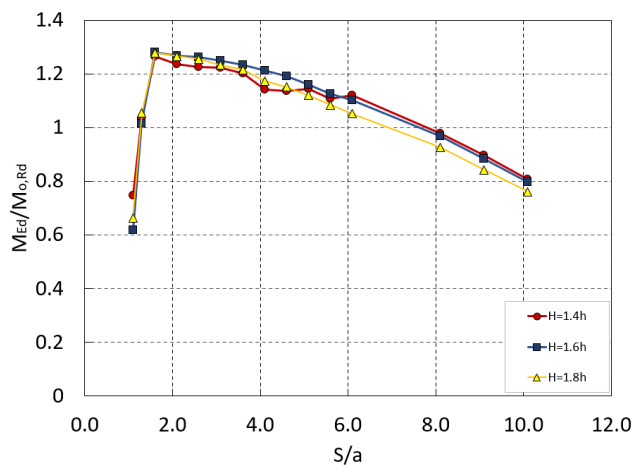
## Influência da altura da seção transversal na resistência das vigas alveolares

Abaixo estão apresentadas as curvas de momento resistente da seção furada para diferentes alturas e temperaturas em função do espaçamento entre os furos.

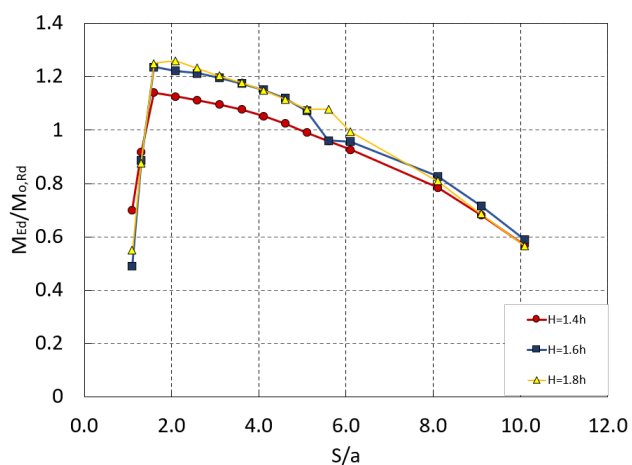
---

Carregamento pontual - Temperatura ambiente

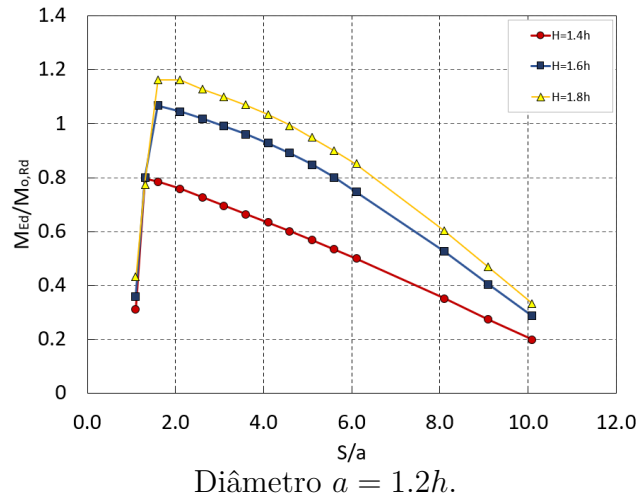
---



(a) Diâmetro  $a = 0.8h$ .



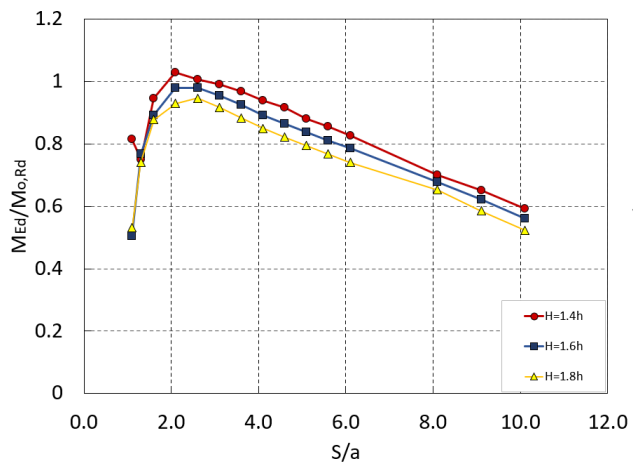
(b) Diâmetro  $a = 1h$



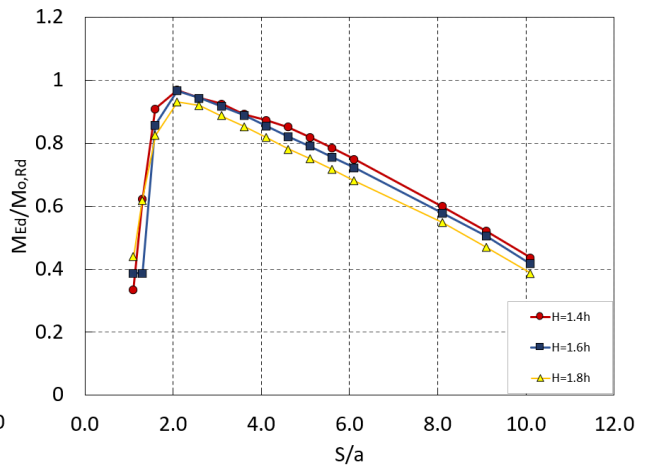

---

Carregamento pontual -  $\theta = 400^\circ\text{C}$

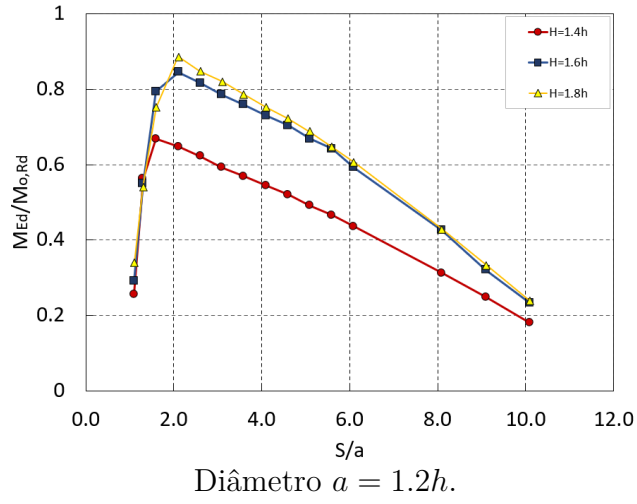
---



(a) Diâmetro  $a = 0.8h$ .



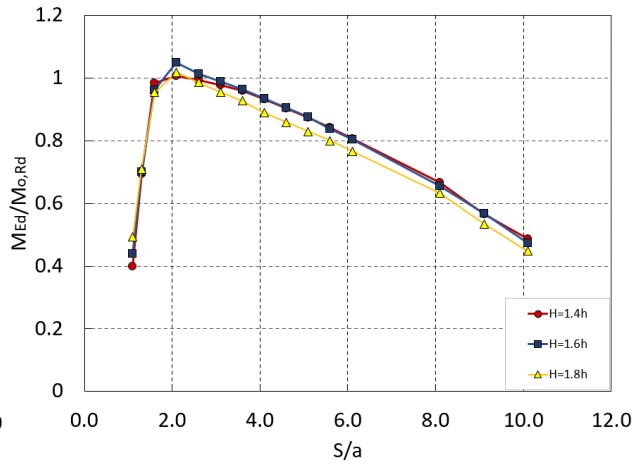
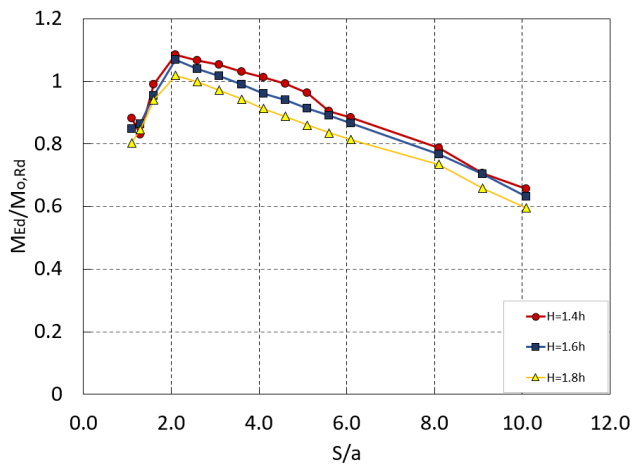
(b) Diâmetro  $a = 1h$ .

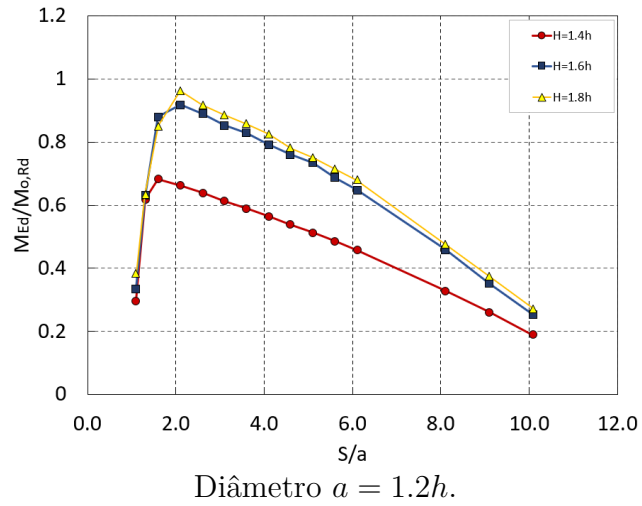



---

Carregamento pontual -  $\theta = 700^\circ C$

---

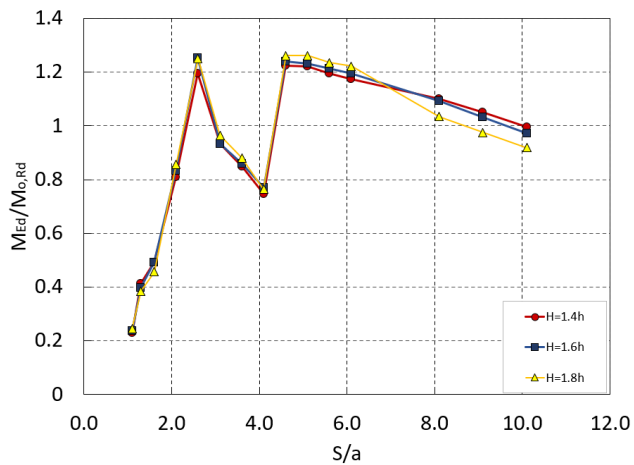




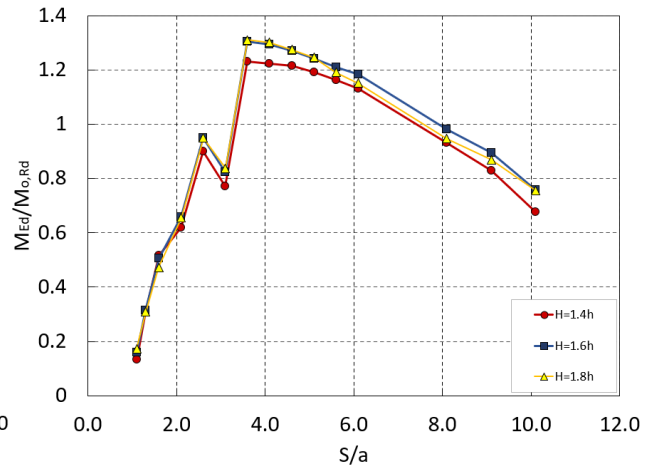

---

Carregamento distribuído - Temperatura ambiente

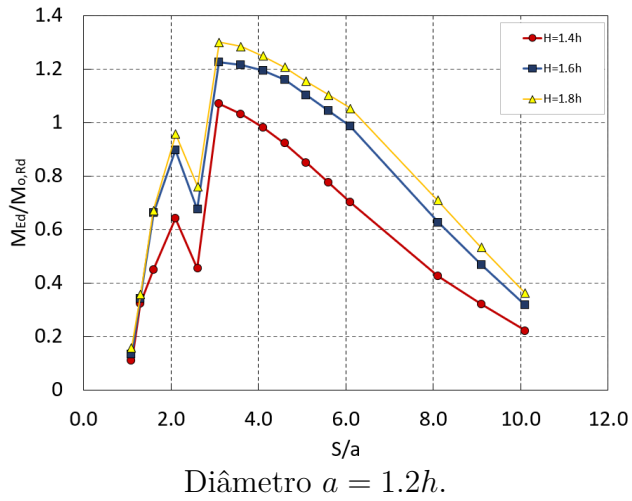
---



(a) Diâmetro  $a = 0.8h$ .



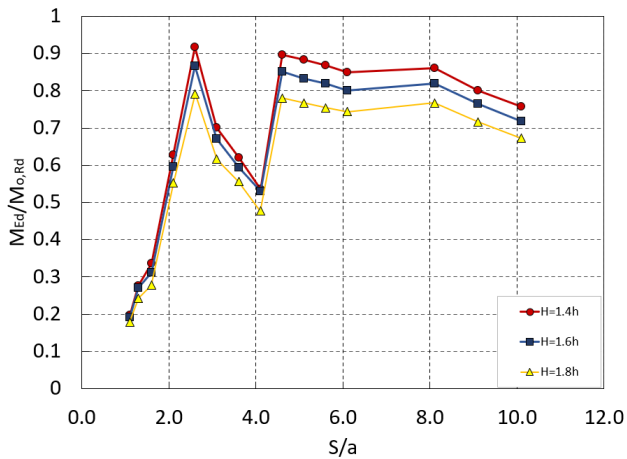
(b) Diâmetro  $a = 1h$ .



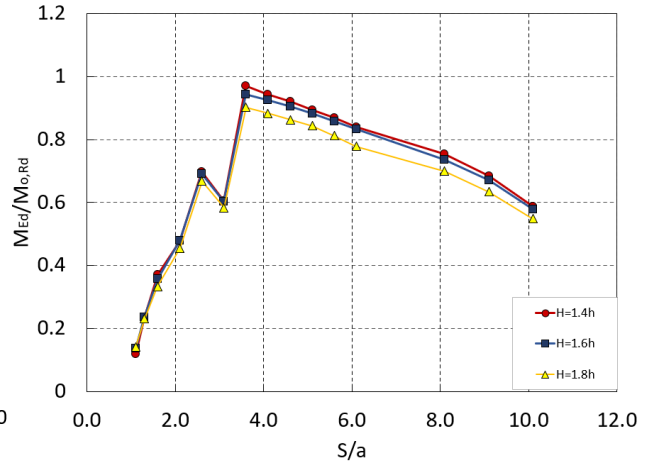

---

Carregamento distribuído -  $\theta = 400^\circ C$

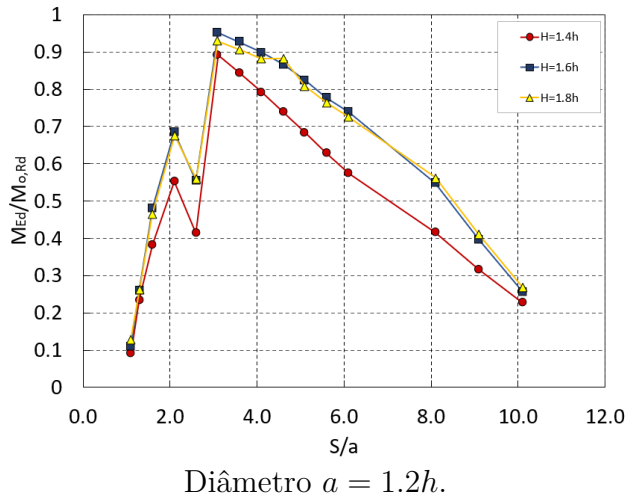
---



(a) Diâmetro  $a = 0.8h$ .



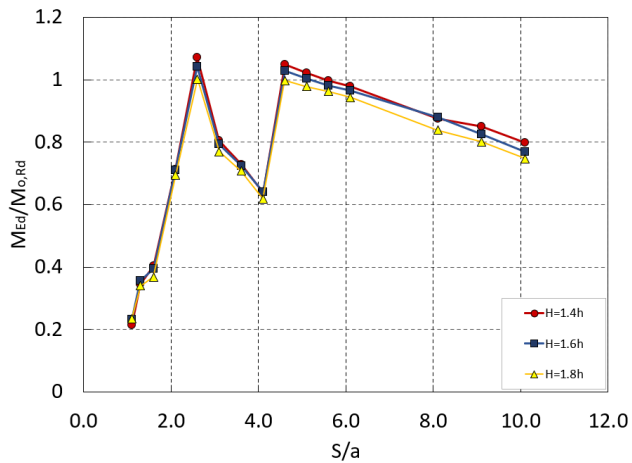
(b) Diâmetro  $a = 1h$ .



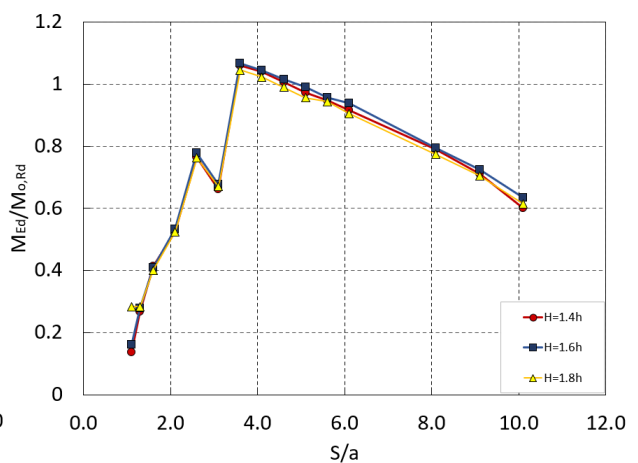

---

Carregamento distribuído -  $\theta = 700^{\circ}C$

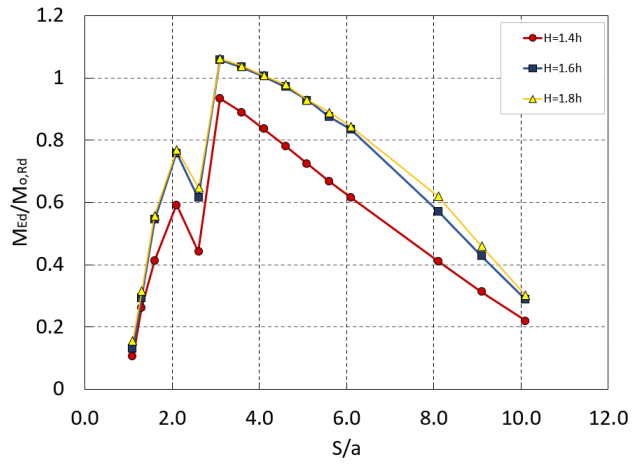
---



(a) Diâmetro  $a = 0.8h$ .



(b) Diâmetro  $a = 1h$ .



Diâmetro  $a = 1.2h$ .