



# **ESTUDO NUMÉRICO DA ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**Jaqueline Alves da Silva**

Relatório Final de Dissertação Apresentado à  
**Escola Superior de Tecnologia e Gestão**  
**Instituto Politécnico de Bragança**

Para a Obtenção do Grau de Mestre em  
**Engenharia da Construção**

**Julho 2019**



# **ESTUDO NUMÉRICO DA ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO**

**Jaqueline Alves da Silva**

Relatório Final de Dissertação Apresentado à  
**Escola Superior de Tecnologia e Gestão**  
**Instituto Politécnico de Bragança**

Para a Obtenção do Grau de Mestre em  
**Engenharia da Construção**

No Âmbito da Dupla Diplomação Com a  
**Universidade Tecnológica Federal do Paraná**

Orientador:

Professor Doutor Luís Manuel Ribeiro Mesquita

Coorientadora:

Professora Doutora Paôla Regina Dalcanal

**Julho 2019**

Dedico este trabalho aos meus pais e a minha irmã.

## **AGRADECIMENTOS**

Primeiramente agradeço a Deus. Por ter sido o meu suporte em toda a minha vida guardando-me e protegendo-me nos momentos mais difíceis. Dando-me forças para continuar em todos os períodos de provação.

A minha família. Meu pai Abreu, minha mãe Doraci, minha irmã Sol, meu cunhado Rafa e meu primo/irmão Cicinho. Por sempre terem dado incentivo na minha jornada acadêmica, dando exemplo de vida que, para alcançarmos nossos objetivos, é natural que existam grandes abdições. Obrigada por serem tão bons comigo!

Agradeço imensamente o meu orientador Dr. Luís Mesquita, por ter tido a coragem de aceitar uma orientanda que não tinha o mínimo de conhecimento sobre MEF, metálicas e incêndio, e ainda ter a paciência de explicar cada assunto detalhadamente.

A minha coorientadora Dr. Paôla Dalcanal, pelas correções e também por ter se mostrado tão proativa em me ajudar sempre que eu necessitei de algo.

A Ana Galvão, por ter sido uma ótima conselheira, ouvinte e ter me instigado a dar o meu melhor, de forma pessoal e academicamente.

A UTFPR por ter me concedido a oportunidade de realizar o programa de Dupla Diplomação e ter proporcionado um ambiente de grande aprendizado por todos esses anos.

Por fim, aos meus amigos, que me motivam a não desistir nas dificuldades encontradas, alegam os meus dias tornando a vida mais leve e deixam sempre, em minha memória, as doces lembranças dos bons momentos.

## RESUMO

A viga alveolar é um tipo de viga metálica que é usualmente originária de vigas de seção-I laminada a quente, onde é cortada a alma com uma linha padrão para se obterem, após o deslocamento e a soldadura, aberturas com geometrias diversas. Estuda-se o comportamento termomecânico das viga alveolares para diferentes geometrias, variando o diâmetro de furo, o espaçamento entre furos e a altura final do perfil, considerando quatro temperaturas de referência: 20, 500, 600 e 700 [°C]. Tem-se como objetivo avaliar a influência dos parâmetros geométricos na resistência das vigas, a carga de colapso para diferentes temperaturas, identificar os modos de instabilidade mais ocorrentes, analisando especialmente a encurvadura lateral torsional e encurvadura do montante da alma, e averiguar qual o efeito das tensões residuais no momento de colapso. A investigação foi feita pelo método de elementos finitos, utilizando o *software* ANSYS. Foram realizadas um total de 201 simulações, com um modelo numérico para as vigas sólidas e alveolares com o elemento finito de casca SHELL181. Os resultados obtidos são comparados com o que é proposto pelos métodos simplificados do Eurocódigo 3 parte 1-1, Eurocódigo 3 parte 1-2 e do guia SCI-P355. São estudadas vigas simplesmente apoiadas com apoios de forquilha em suas extremidades, em condições de temperatura constante com uma carga uniformemente distribuída sobre o banzo. As análises numéricas são baseadas em modelos não lineares de geometria e material, considerando imperfeições geométricas baseadas no primeiro modo de instabilidade e, no caso de vigas curtas, na força de perturbação através de uma carga lateral no centro da viga. São ainda considerados diferentes perfis de tensões residuais e analisada a influência destas na resistência das vigas alveolares. Conclui-se que os modos de colapso das vigas alveolares estão mais relacionados ao comprimento da viga do que aos parâmetros geométricos das aberturas propriamente. Vigas curtas com altura do  $Tê$  relativamente pequena, colapsam por mecanismo de Vierendeel, para alturas maiores o colapso é devido a encurvadura do montante da alma. Vigas mais compridas colapsam por encurvadura lateral-torsional. A metodologia de seção- $2Tê$  aplicada no cálculo do momento resistente à encurvadura pelo Eurocódigo gerou resultados majorados quando comparada com a simulação numérica. A presença ou não das tensões residuais na alma não influencia em sua capacidade resistente, nem no modo de colapso.

**Palavras-chave:** Vigas alveolares; Encurvadura lateral torsional; Resistência a temperaturas elevadas; Modos de colapso; Modelagem numérica; Tensões residuais.

## ABSTRACT

The cellular beam is a type of steel beam usually originated from the hot-rolled I-section beam, where the web is cut with a pattern line in order to obtain, after displacement and welding, openings in the web with different geometries. The studies will focus on thermomechanical behavior of the cellular beam for different geometries, varying the opening diameter, the spacing between the openings and the final height of the profile, four temperatures will be studied, being 20, 500, 600 and 700 [°C]. This dissertation purpose is to evaluate the influence of the geometric parameters in the resistance, the collapse load for different temperatures, to identify the most frequent instability modes, especially analyzing the lateral torsional buckling and web-post buckling, and the effect of the residual stresses at the collapse moment. The investigation was done applying the finite element method, using ANSYS software. A total of 201 simulations were performed, with a numerical model for the solid and cellular beams with the finite shell element SHELL181. The results are compared with those proposed by the simplified methods of Eurocode 3 part 1-1, Eurocode 3 part 1-2 and guide SCI-P355. Simply supported beams with fork supports at their ends are studied under constant temperature conditions with a uniformly distributed load on the flange. The numerical analysis are based on nonlinear models of geometry and material, considering geometric imperfections based on the first mode of instability and, in the case of short beams, on the perturbation force through a lateral load in the center of the beam. Different residual stresses patterns are also considered and their influence on the strength of the cellular beams is analyzed. It is concluded that the collapse modes of the cellular beams are more related to the length of the beam than to the geometric parameters of the apertures themselves. Short beams, with relatively small Tee height, collapse by Vierendeel mechanism, for higher heights the collapse is due to web-post buckling. Longer beams collapse by lateral torsional buckling. On the geometric parameters, the resistant moment of the beam increases when the geometry of the section indulges the increase of the cross-section and the web-post plastic resistance. The 2T approach applied to the calculation of the buckling-resistant moment by the Eurocode generated increased results when compared to the numerical simulation. The presence or absence of residual stresses in the web does not influence its resistant capacity or collapse mode.

**Keywords:** Cellular beam; Lateral torsional buckling; Resistance to high temperatures; Collapse modes; Numerical modeling; Residual stresses.

## ÍNDICE

<b>AGRADECIMENTOS</b> .....	<b>I</b>
<b>RESUMO</b> .....	<b>II</b>
<b>ABSTRACT</b> .....	<b>III</b>
<b>ÍNDICE</b> .....	<b>IV</b>
<b>TERMINOLOGIA</b> .....	<b>VII</b>
<b>LISTA DE TABELAS</b> .....	<b>VIII</b>
<b>LISTA DE FIGURAS</b> .....	<b>X</b>
<b>SIMBOLOGIA</b> .....	<b>XIV</b>
<b>ABREVIATURAS</b> .....	<b>XIX</b>
<b>1. INTRODUÇÃO</b> .....	<b>1</b>
1.1. Contextualização.....	1
1.1.1. Campos de aplicação .....	2
1.2. Objetivos.....	3
1.3. Organização da tese .....	4
<b>2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA</b> .....	<b>6</b>
2.1. Caracterização de vigas alveolares .....	6
2.1.1. Processo de fabricação.....	8
2.1.2. Tipos de vigas .....	9
2.1.3. Características geométricas .....	11
2.1.4. Imperfeições geométricas .....	13
2.1.4.1 Imperfeições geométricas globais .....	13
2.1.4.2 Imperfeições geométricas locais.....	14
2.1.5. Imperfeições do material .....	15
2.1.5.1 Vigas sólidas retas .....	16
2.1.5.2 Vigas alveolares retas .....	17
2.1.5.3 Influência do corte.....	19
2.1.5.4 Influência da soldadura.....	21
2.2. Modos de instabilidade de vigas alveolares.....	22
2.2.1. Mecanismo de Vierendeel .....	22

2.2.2.	Encurvadura lateral torsional.....	24
2.2.3.	Mecanismo de flexão.....	24
2.2.4.	Ruptura das juntas soldadas.....	25
2.2.5.	Encurvadura do montante da alma.....	25
2.2.6.	Encurvadura do montante da alma devida à compressão.....	26
2.3.	Métodos de prevenção de colapso.....	26
2.3.1.	Preenchimento das aberturas.....	27
2.3.2.	Reforço circular da abertura.....	27
2.3.3.	Enrijecimento do montante da alma.....	28
2.3.4.	Suporte de cargas concentradas.....	28
2.4.	Método dos elementos finitos.....	29
2.5.	Estado da arte.....	31
<b>3.</b>	<b>VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE ESTRUTURAS DE AÇO.....</b>	<b>37</b>
3.1.	Caracterização do aço em temperaturas elevadas.....	37
3.1.1.	Massa específica.....	38
3.1.2.	Propriedade de resistência e deformação.....	38
3.1.3.	Extensão térmica.....	41
3.1.4.	Calor específico.....	42
3.1.5.	Condutibilidade térmica.....	43
3.2.	Desenvolvimento da temperatura do aço.....	44
3.3.	Domínios de verificação de segurança.....	44
3.4.	Curvas de incêndio nominais.....	46
3.5.	Dimensionamento de vigas sólidas e alveolares em temperatura ambiente.....	48
3.5.1.	Resistência à encurvadura plástica.....	48
3.5.2.	Resistência à encurvadura lateral torsional.....	49
3.5.3.	Resistência à encurvadura do montante da alma.....	52
3.5.4.	Resistência ao esforço de corte.....	53
3.5.5.	Resistência da seção Tê.....	54
3.6.	Dimensionamento de vigas sólidas e alveolares em altas temperaturas.....	54
3.6.1.	Resistência à encurvadura plástica.....	55
3.6.2.	Resistência à encurvadura lateral torsional.....	55

---

<b>4. ANÁLISE DE VIGAS METÁLICAS SUBMETIDAS A DIFERENTES TEMPERATURAS.....</b>	<b>58</b>
4.1. Estratégia .....	58
4.2. Casos de estudo.....	58
4.3. Programa de simulações no <i>software</i> ANSYS .....	61
4.4. Resultados dos métodos simplificados e numérico .....	65
4.4.1. Capacidade resistente da seção transversal .....	66
4.4.2. Análise do momento crítico em relação aos parâmetros geométricos.....	67
4.4.3. Efeito das tensões residuais na alma das vigas alveolares.....	70
4.4.4. Avaliação do modo de colapso em função da temperatura e do comprimento das vigas .....	73
4.4.5. Análise do momento resistente obtido pelo ANSYS em relação aos parâmetros geométricos .....	79
4.4.6. Comparação entre o momento resistente obtido pelo ANSYS e o momento resistente à encurvadura lateral pelo Eurocódigo 3 .....	87
<b>5. CONCLUSÕES.....</b>	<b>101</b>
5.1. Conclusão geral.....	101
5.2. Sugestões para trabalhos futuros.....	102
<b>REFERÊNCIAS .....</b>	<b>103</b>
<b>ANEXOS .....</b>	<b>107</b>

## TERMINOLOGIA

Com o propósito de facilitar o entendimento de alguns termos técnicos utilizados na dissertação que divergem entre Portugal e Brasil, é feita uma lista de termos em que é exposto o termo utilizado em português de Portugal e sua respectiva nomenclatura em português do Brasil.

### **PT - Portugal**

Banzo ou flange

Encurvadura

Esbelteza

Eurocódigo

Soldadura

Tensão de cedência

Valor próprio

Vetor próprio

### **PT - Brasil**

Mesa

Flambagem

Esbeltez

Eurocode

Soldagem

Tensão de escoamento

Autovalor

Autovetor

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1. Variações das dimensões geométricas de acordo com a aplicação. ....	8
Tabela 2. Fatores de redução para a relação tensões-deformações do aço carbono a temperaturas elevadas.....	38
Tabela 3. Relação tensão-deformação para o aço carbono a temperaturas elevadas. ....	40
Tabela 4. Valores recomendados dos fatores de imperfeição para encurvadura lateral. 50	
Tabela 5. Curvas de encurvadura lateral. ....	50
Tabela 6. Valores dos fatores $C1$ , $C2$ e $C3$ para diagramas de momentos devidos a cargas nos vãos. ....	51
Tabela 7. Valores do fator de severidade $\beta$ . ....	56
Tabela 8. Fator de correção $kc$ . ....	57
Tabela 9. Casos analisados para comparar vigas sólidas e alveolares. ....	60
Tabela 10. Caso para comparar o efeito de diferentes tensões residuais em vigas alveolares.....	60
Tabela 11. Validação da escolha do tamanho do elemento finito. ....	65
Tabela 12. Resultados da capacidade resistente de cada caso obtidos pelos métodos simplificados.....	66
Tabela 13. Comparação entre os momentos resistentes do caso MR com TR1e TR2... 71	
Tabela 14. Diferença percentual entre a diminuição e o aumento do diâmetro. ....	82
Tabela 15. Diferença percentual entre a diminuição e o aumento do espaçamento entre furos.....	85
Tabela 16. Diferença percentual entre a diminuição e o aumento da altura.....	87
Tabela 17. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar do caso MR. ....	90
Tabela 18. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com $d0=0,8h$ .....	92
Tabela 19. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com $d0=1,3h$ .....	93
Tabela 20. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com $S=1,1d0$ . ....	95
Tabela 21. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com $S=1,7d0$ . ....	96

Tabela 22. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com  $H=1,3h$ . ..... 98

Tabela 23. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com  $H=1,7h$ . ..... 99

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1. Exemplo de aplicação de vigas alveolares em coberturas. ....	3
Figura 2. (a) Comparação entre pavimentos feitos tradicionalmente e com vigas alveolares. (b) Dutos de múltiplos serviços através de vigas alveolares. ....	7
Figura 3. Processo de produção de uma viga alveolar. ....	9
Figura 4. Diferentes tipologias de viga alveolar. ....	10
Figura 5. Nomenclatura dos elementos da viga alveolar. ....	11
Figura 6. Dimensões geométricas da viga alveolar - vista frontal. ....	11
Figura 7. Dimensões geométricas da viga alveolar - seção transversal (seção-2Tê). ....	11
Figura 8. Imperfeição geométrica global da viga. ....	14
Figura 9. Posições dos pontos onde foram medidas as imperfeições locais da viga alveolar sinusoidal. ....	15
Figura 10. Padrão de tensões residuais em vigas seção-I laminada a quente. (a) De acordo com Young, 1975. (b) De acordo com ECCS, 1984. ....	17
Figura 11. Padrão de tensões residuais para vigas alveolares originária da seção IPE160 com aço S235. ....	18
Figura 12. Padrão de tensões residuais para vigas alveolares sem tensões na alma. ....	19
Figura 13. Modelo proposto para tensões residuais em placas com cortes térmicos. (a) com um corte. (b) com dois cortes. ....	20
Figura 14. Modelo proposto para tensões residuais em placas com soldadura. ....	21
Figura 15. Mecanismo de Vierendeel em uma viga alveolar. (a) Colapso de Vierendeel. (b) Rótulas plásticas. (c) Flexão de Vierendeel e comprimento efetivo. ....	23
Figura 16. (a) Encurvadura lateral-torsional em uma viga alveolar. (b) Abordagem de seção-2Tê para encurvadura lateral torsional. ....	24
Figura 17. Fenômeno de encurvadura do montante da alma. (a) Forma da encurvadura. (b) Tensões identificadas no montante. (c) Largura efetiva. ....	26
Figura 18. Preenchimento da abertura com discos de aço soldados. ....	27
Figura 19. Reforço circular da abertura. ....	27
Figura 20. Enrijecimento do montante da alma. (a) por placa simples. (b) por duas metades de aro. ....	28
Figura 21. Suporte de cargas concentradas por placa simples. ....	28
Figura 22. Tensão residual ao longo da altura da alma de uma viga curva. ....	32

Figura 23. Fatores de redução para a relação tensões-deformações do aço carbono a temperaturas elevadas.....	39
Figura 24. Relação tensão-deformação para aço carbono S355 a temperaturas elevadas. ....	41
Figura 25. Extensão térmica relativa do aço carbono em função da temperatura. ....	42
Figura 26. Calor específico do aço carbono em função da temperatura.....	43
Figura 27. Condutibilidade térmica do aço carbono em função da temperatura.....	43
Figura 28. Fases de um incêndio natural comparado ao incêndio-padrão (ISO 834, 1994). ....	46
Figura 29. Curvas dos incêndios padrão e hidrocarboneto.....	47
Figura 30. Área de corte de Tê para seção laminada a quente. ....	53
Figura 31. Dimensões da viga laminada de seção IPE 500 em mm.....	59
Figura 32. Padrões de tensões residuais adotados para o caso MR – TR2. (a) TR1. (b) TR2. ....	61
Figura 33. Geometria do elemento finito SHELL181. ....	61
Figura 34. Modelo numérico de viga alveolar com comprimento de 3 [m]. (a) Viga. (b) Fragmento da alma. ....	62
Figura 35. Imperfeição geométrica em (a) viga sólida, (b) viga alveolar com método de valores e vetores próprios e (c) viga alveolar com método da perturbação. ....	63
Figura 36. Padrão de tensões residuais em (a) vigas sólidas, (b) vigas alveolares com TR1 e (c) vigas alveolares com TR2. ....	64
Figura 37. <i>Load Steps</i> da solução da simulação numérica. ....	64
Figura 38. Deslocamento vertical entre três diferentes malhas para o caso MR de L=6 [m] a 20 [°C]. ....	65
Figura 39. Variação da resistência a encurvadura do montante da alma em relação ao (a) espaçamento entre furos e a (b) esbelteza do montante da alma. ....	67
Figura 40. Resultados do momento crítico pelo método numérico e pelo Eurocódigo 3 em relação ao diâmetro ( $d_0$ ). ....	68
Figura 41. Resultados do momento crítico pelo método numérico e pelo Eurocódigo 3 em relação ao espaçamento entre furos (S). ....	69
Figura 42. Resultados do momento crítico pelo método numérico e pelo Eurocódigo 3 em relação à altura (H). ....	69
Figura 43. Gráfico do momento crítico de vigas alveolares e sólidas a 20 [°C].....	70

Figura 44. Gráficos das resistências de vigas alveolares – modelo de referência – com TR1 e TR2 a (a) 20 [°C] e (b) 500 [°C].	71
Figura 45. Comparação da distribuição da tensão de Von Mises em vigas de comprimento de 2 [m] a 20 [°C]. (a) TR1. (b) TR2.	72
Figura 46. Comparação da distribuição da tensão de Von Mises em vigas de comprimento de 10 [m] a 20 [°C]. (a) TR1. (b) TR2.	72
Figura 47. Comparação da distribuição da tensão de Von Mises em vigas de comprimento de 2 [m] a 500 [°C]. (a) TR1. (b) TR2.	72
Figura 48. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso MR. (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	73
Figura 49. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso $d_0=0,8h$ . (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	74
Figura 50. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso $d_0=1,3h$ . (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	75
Figura 51. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso $S=1,1d_0$ . (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	76
Figura 52. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso $S=1,7d_0$ . (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	77
Figura 53. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso $H=1,3h$ . (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	78
Figura 54. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso $H=1,7h$ . (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].	79
Figura 55. Deslocamentos vertical e lateral de vigas do modelo de referência. (a) VD a 20 [°C]. (b) VD a 700 [°C]. (c) LD a 20 [°C]. (d) LD a 700 [°C].	80
Figura 56. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 20 [°C].	81
Figura 57. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 500 [°C].	81
Figura 58. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 600 [°C].	82
Figura 59. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 700 [°C].	82
Figura 60. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 20 [°C].	83
Figura 61. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 500 [°C].	84
Figura 62. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 600 [°C].	84

Figura 63. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 700 [°C].....	84
Figura 64. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 20 [°C]. .....	85
Figura 65. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 500 [°C]. .....	86
Figura 66. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 600 [°C]. .....	86
Figura 67. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 700 [°C]. .....	87
Figura 68. Gráficos das resistências de vigas sólidas a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	88
Figura 69. Gráficos das resistências de vigas alveolares – modelo de referência (MR) a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].....	89
Figura 70. Gráficos das resistências de vigas alveolares com $d_0=0,8h$ a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	91
Figura 71. Gráficos das resistências de vigas alveolares com $d_0=1,3h$ a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	93
Figura 72. Gráficos das resistências de vigas alveolares com $S=1,1d_0$ a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	94
Figura 73. Gráficos das resistências de vigas alveolares com $S=1,7d_0$ a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	96
Figura 74. Gráficos das resistências de vigas alveolares com $H=1,3h$ a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	97
Figura 75. Gráficos das resistências de vigas alveolares com $H=1,7h$ a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C]. .....	99

## SIMBOLOGIA

### Letras do alfabeto latino

$A_f$	área de um banzo;
$A_m$	área da superfície do elemento por unidade de comprimento [ $m^2/m$ ];
$A_m/V$	fator de massividade para os elementos de aço não protegidos [ $1/m$ ];
$[A_m/V]_b$	fator de massividade calculado como se o perfil tivesse proteção em caixão;
$A_T$	área de uma seção Tê;
$A_V$	área de corte da seção transversal da viga;
$A_{V,1T}$	área de corte de um Tê;
$A_w$	área da seção transversal do metal de solda adicionado [ $mm^2$ ];
$A_{wT}$	área da alma de uma seção Tê;
$b$	largura da placa de aço;
$b_f$	largura do banzo;
$c_a$	calor específico do aço [ $J/kgK$ ];
$c_f$	largura da tensão retangular equivalente causado pelo processo de corte térmico [ $mm$ ];
$c_{fw}$	largura da tensão retangular equivalente causado pelo processo de corte térmico e de soldadura;
$c_w$	largura da tensão retangular equivalente causado pelo processo de soldagem [ $mm$ ];
$C_1, C_2,$	fatores dependentes do carregamento e condições de restrição;
$C_3$	
$d_0$	diâmetro da abertura de furo;
$E_a, E$	módulo de elasticidade do aço à temperatura normal;
$E_{a,\theta}$	inclinação da reta que representa o domínio elástico para o aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;
$E_{fi,d,t}$	valor de cálculo dos efeitos relevantes das ações em situação de incêndio, no instante $t$ ;
$\{F\}$	vetor de forças;
$\{F^a\}$	vetor das cargas aplicadas;
$\{F_i^{nr}\}$	vetor das forças internas na iteração $i$ ;
$f_{p,\theta}$	tensão limite de proporcionalidade do aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;

$f_y$	tensão de cedência a 20 [°C];
$f_{y,\theta}$	tensão de cedência efetiva do aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;
G	módulo de cisalhamento;
H	altura total da seção transversal da viga alveolar;
h	altura da seção transversal da viga sólida;
$h_{net,d}$	valor de cálculo do fluxo de calor efetivo por unidade de área [W/m <sup>2</sup> ];
$h_w$	altura da alma da viga;
$h_{wT}$	altura da alma da seção Tê da viga;
$I_i$	momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo i;
$I_t$	constante de torção;
$I_{T,i}$	momento de inércia de uma seção Tê em relação ao eixo i;
$I_w$	constante de empenamento;
[K]	matriz rigidez;
$[K_i^T]$	matriz rigidez tangente na iteração i;
$k_c$	fator de correção para o cálculo de $\chi_{LT,fi,mod}$ ;
$k_{E,\theta}$	fator de redução para a inclinação que representa o domínio elástico à temperatura do aço $\theta_a$ ;
$k_{E,\theta,com}$	fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura máxima do aço no banzo comprimido;
$k_{p,\theta}$	fator de redução para a tensão limite de proporcionalidade do aço à temperatura $\theta_a$ ;
$k_{sh}$	fator de correção para o efeito de sombra;
$k_{y,\theta}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura $\theta_a$ ;
$k_{y,\theta,com}$	fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido;
$k_z, k_w$	fatores de comprimento efetivo;
L	comprimento total da viga;
l	comprimento a 20 [°C];
$l_e$	largura efetiva de encurvadura do montante da alma;
$M_{b,Rd}$	momento resistente à encurvadura lateral-torsional;
$M_{b,fi,t,Rd}$	momento resistente à encurvadura lateral no instante t em situação de incêndio;
$M_{cr}$	momento crítico elástico de encurvadura lateral;

$M_{c,Rd,s}$	momento resistente plástico da seção transversal da viga sólida;
$M_{c,Rd,2T}$	momento resistente plástico da seção transversal de dois Tês;
$M_{fi,\theta,Rd}$	valor de cálculo do momento resistente da seção transversal para uma temperatura uniforme $\theta_a$ ;
$M_{pl,Rd,1T}$	momento resistente plástico da seção transversal de um Tê;
$M_{wp,Rd}$	momento resistente plástico do montante da alma;
$N_{b,wp,Rd}$	resistência à encurvadura do montante da alma;
$N_{pl,Rd,1T}$	resistência plástica da seção Tê da viga alveolar;
p	fator de eficiência do processo de soldagem;
q	carga distribuída na viga na simulação numérica;
r	raio de concordância da seção transversal do perfil metálico;
$R_{fi,d,t}$	valor de cálculo da resistência do elemento em situação de incêndio, no instante t;
S	distância entre furos;
$S_0$	largura do montante da alma;
[S]	matriz de rigidez de tensão;
t	tempo [min];
Tê	seção Tê em que se encontra a maior abertura da furação;
$t_f$	espessura do banzo;
$t_{fi,d}$	valor de cálculo da resistência ao fogo (propriedade do elemento ou da estrutura);
$t_{fi,requ}$	tempo requerido de resistência ao fogo;
$t_p$	espessura da placa de aço;
$t_w$	espessura da alma;
{u}	vetor deslocamento nodal;
V	volume do elemento por unidade de comprimento [m <sup>3</sup> /m];
$V_{pl,Rd,2T}$	resistência ao esforço de corte na seção-2Tê;
$V_{wp,Rd}$	resistência ao corte do montante da alma;
$W_y$	módulo de flexão adequado considerado seguinte modo: $W_y = W_{pl,y}$ para seções transversais de classe 1 ou 2, $W_y = W_{el,y}$ para seções transversais de classe 3 e $W_y = W_{eff,y}$ para seções transversais de classe 4;
$Z_c$	distância a partir do centroide local da área de um Tê até o centroide global;

$Z_g$	distância entre o ponto de aplicação da carga e o centro geométrico;
$Z_{pl}$	profundidade do eixo neutro plástico do Tê a partir da face externa da flange.

### Letras do alfabeto grego

$\alpha$	fator de imperfeição associado a uma curva de encurvadura;
$\alpha_{LT}$	fator de imperfeição para a encurvadura lateral;
$\beta$	fator de severidade;
$\gamma_{M0}$	coeficiente parcial de segurança;
$\gamma_{M1}$	coeficiente parcial de segurança para a resistência dos elementos em relação a fenômenos de encurvadura;
$\gamma_{M,fi}$	coeficiente parcial para a propriedade considerada do material em situação de incêndio;
$\Delta l$	alongamento induzido pela temperatura;
$\Delta t$	intervalo de tempo [s];
$\{\Delta u_i\}$	correção do vetor deslocamento corrente u;
$\epsilon$	fator que depende de $f_y$ ;
$\epsilon_{p,\theta}$	extensão limite de proporcionalidade do aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;
$\epsilon_{y,\theta}$	extensão de cedência do aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;
$\epsilon_{t,\theta}$	extensão limite para o patamar de cedência do aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;
$\epsilon_{u,\theta}$	extensão última do aço a temperaturas elevadas $\theta_a$ ;
$\theta_a$	temperatura do aço [°C];
$\theta_{a,t}$	aumento de temperatura do aço sem proteção;
$\theta_{cr,d}$	valor de cálculo da temperatura crítica dos materiais;
$\theta_d$	valor de cálculo da temperatura dos materiais;
$\theta_g$	temperatura dos gases no compartimento de incêndio [°C];
$\bar{\lambda}$	esbelteza normalizada;
$\lambda_a$	condutibilidade térmica do aço;
$\lambda_i$	valor próprio de número i;
$\bar{\lambda}_{LT}$	esbelteza normalizada para a encurvadura lateral;

$\bar{\lambda}_{LT,2T}$	esbelteza normalizada da seção-2Tê;
$\lambda_1$	valor da esbelteza de referência para determinar a esbelteza normalizada;
$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$	esbelteza normalizada para a encurvadura lateral a temperaturas elevadas;
$\nu$	coeficiente de Poisson;
$\rho_a$	massa específica do aço [kg/m <sup>3</sup> ];
$\sigma_c$	tensão de compressão da placa de aço;
$\sigma_r$	tensão localizada na região de aplicação do processo térmico;
$\sigma_{res,máx}$	tensão residual máxima;
$\sigma_{res,web}$	tensão residual presente na alma [MPa];
$\sigma_t$	tensão de tração da placa de aço;
$\sum t$	somatória da espessura da placa que encontra a solda [mm];
$\Phi$	valor para determinar o coeficiente de redução $\chi$ ;
$\Phi_{LT}$	valor para determinar o fator $\chi_{LT}$ ;
$\Phi_{LT,\theta,com}$	valor para determinar o fator $\chi_{LT,fi}$ ;
$\chi$	coeficiente de redução associado ao modo de encurvadura considerado;
$\chi_{LT}$	fator de redução para encurvadura lateral-torsional;
$\chi_{LT,fi}$	coeficiente de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio;
$\chi_{LT,fi,mod}$	coeficiente de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio modificado;
$\psi$	razão entre os momentos aplicados nas extremidades da viga;
$\{\psi_i\}$	vetor próprio dos deslocamentos de número i.

**ABREVIATURAS**

Dif. [%]	Diferença percentual;
ECCS	<i>European Convention for Constructional Steelwork;</i>
EC3	Eurocódigo 3;
ENV	Pré-Norma Europeia;
LD	Deslocamento lateral;
LS	<i>Load Steps;</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos;
MR	Modelo de referência da viga alveolar, caso $d_0=1h$ , $S=1,4d_0$ e $H=1,5h$ ;
SCI	<i>Steel Construction Institute;</i>
TR1	Padrão de tensões residuais sem tensões na alma da viga alveolar;
TR2	Padrão de tensões residuais com tensões na alma da viga alveolar;
VD	Deslocamento vertical.

## **1. INTRODUÇÃO**

### **1.1. Contextualização**

Atualmente, na arquitetura vem-se utilizando grandes vãos em várias construções, a fim de trazer amplitude e aumentar a área útil das edificações. Para isso, espera-se um tipo de estrutura em que as vigas suportem grandes vãos sem a necessidade de apoios intermédios. As vigas alveolares de aço vêm colmatar esta necessidade.

Esse tipo de vigas é, geralmente, originário da viga com seção-I laminada a quente, em que se é cortada a alma, deslocada e posteriormente soldada para obter aberturas na alma espaçadas regularmente, [1]. As aberturas podem ser de diferentes formas, como círculos, hexágonos e retângulos, ocorrendo um aumento na altura da seção de até 50%, [2]. Dessa forma, melhora-se algumas de suas características de resistência e permite-se a passagem de tubulações técnicas, como dutos mecânicos, elétricos e hidráulicos, colaborando para a diminuição da altura total da edificação, além de trazer traços estéticos diferentes dos comumente utilizados.

Entretanto, deve-se observar que a presença dessas aberturas na alma da viga influencia o seu modo de instabilidade, podendo originar novos tipos de colapso, como encurvadura no montante da alma e plastificação ao redor das furações, ou alterando os modos que já existem em vigas sólidas (vigas que não possuem aberturas), tal como a encurvadura lateral torsional da viga. Por esse motivo, é necessário que haja um estudo detalhado de seu comportamento, dado que seu desempenho é dependente das características próprias da viga, como geometria, qualidade da soldagem e tensões residuais.

Apesar do crescente uso desse tipo de viga, o Eurocódigo 3, norma produzida para atender projetos de estruturas de aço, não se aprofunda em dimensionamento de vigas alveolares. Conseqüentemente, o projetista fica dependente dos manuais do fabricante ou deve basear-se em estudos acadêmicos para elaborar os cálculos. De forma a suprir essa insuficiência, existe uma proposta de complementação da norma, o Eurocódigo 3 parte 1-13, o qual aborda a verificação de segurança de vigas metálicas com aberturas na alma, [3], porém este ainda não está em circulação. A versão da norma ENV 1993 – 1-1:1992 contém o anexo N sobre aberturas nas almas, que versa sobre o mesmo assunto, [4]. A falta de uma normatização específica atualizada para a tecnologia presente traz prejuízos não só ao projetista, como às entidades fiscalizadoras, que não garantem a qualidade e segurança ao consumidor e às próprias empresas, que precisam realizar estudos privados para assegurar a adequabilidade de seus produtos.

Ressalta-se a importância de entender o comportamento das peças metálicas em altas temperaturas devido a sua estrutura ser frequentemente aparente, ou seja, não ser oculta por forros ou estruturas adicionais, e, portanto, suscetível a uma maior variação de temperatura de seu material de forma mais rápida numa situação de incêndio.

Deste modo, este trabalho tem como objetivo conseguir um maior conhecimento do comportamento de vigas alveolares em situação de incêndio, caracterizando a resistência das vigas e tendo como foco os modos de instabilidade de encurvadura lateral torsional e encurvadura do montante da alma, expandindo o conhecimento acerca desse assunto e, conseqüentemente, podendo colaborar com uma futura normatização desse tipo de elemento estrutural.

### 1.1.1. Campos de aplicação

As vigas alveolares podem ser utilizadas de diversas formas, por exemplo: em cobertura, sendo com peças retas, curvas ou de seção variável; suporte para pisos, como em passarelas ou pavimentos; e colunas, em casos menos frequentes. Devido à sua aparência leve, alguns arquitetos tem optado por deixar a estrutura de metal da viga aparente, por ser possível a aplicação de materiais de proteção a altas temperaturas em sua superfície, o que assegura a estabilidade da viga em caso de incêndio, e também pela diminuição do tempo para a montagem no local, em razão da peça ser pré-fabricada, além

de valorizar a estética do projeto. A otimização de métodos de fabricação facilita a adaptação das vigas produzidas ao projeto.

Em sistemas de cobertura, o seu uso deve-se especialmente à sua capacidade de transpor grandes vãos, alcançando até 40 metros, [5]. Ideal para ambientes que não possuem divisões internas, como quadras de esportes e armazéns, podendo ser aparentes ou ocultas por forro, como demonstrado na figura 1.



Figura 1. Exemplo de aplicação de vigas alveolares em coberturas.  
Fonte: Arcelor Mittal, [5].

Em sistemas de suporte para piso, o seu ganho é especialmente devido a possibilidade de integrar dutos de sistemas auxiliares através de suas furações, facilitando o acesso posteriormente, o que é mais complicado de se realizar em lajes maciças, por exemplo. Na execução deste tipo de laje, a concretagem deve ser feita com as tubulações dispostas em seus devidos lugares, deixando as mesmas imóveis e inacessíveis para caso seja necessário um possível reparo do sistema, visto que se deve desconstruir o elemento.

## 1.2. Objetivos

Levando-se em conta o cenário contextualizado anteriormente, pretende-se obter uma comparação entre o comportamento de vigas sólidas e vigas alveolares em temperatura ambiente e em situações de incêndio. O trabalho tem como finalidade analisar a influência da variação de parâmetros geométricos da viga em relação ao seu modo de colapso, destacando os modos de instabilidade de encurvadura local do montante da alma, encurvadura lateral torsional e a resistência em cada temperatura. Para esse fim, será proposto um modelo pelo Método de Elementos Finitos (MEF) em que se fará um estudo numérico das vigas admitindo-se alguns parâmetros variáveis, como diâmetro da

abertura circular, altura do perfil e espaçamento entre aberturas. Para atingir tal objetivo principal, foram elencados os seguintes objetivos específicos:

1. Realizar um modelo numérico para análise do comportamento da viga em diferentes temperaturas considerando as imperfeições geométricas e do material através do *software* ANSYS *Mechanical* APDL;
2. Verificar a adequabilidade do cálculo da resistência de vigas alveolares pelos métodos simplificados do Eurocódigo 3 parte 1-1, Eurocódigo 3 parte 1-2 e do guia SCI-P355 comparando com os resultados numéricos;
3. Determinar a curva de encurvadura mais adequada para a viga alveolar do modelo proposto segundo o Eurocódigo 3 parte 1-1;
4. Analisar o efeito da variação dos parâmetros geométricos de vigas alveolares em sua capacidade resistente;
5. Identificar os fatores que influenciam a encurvadura do montante da alma e encurvadura lateral torsional da viga proposta em altas temperaturas;
6. Verificar a influência de diferentes padrões de tensões residuais em vigas alveolares em temperatura ambiente e em 500 [°C].

### 1.3. Organização da tese

O trabalho está organizado em cinco capítulos. O primeiro é a presente introdução, faz uma contextualização geral da problemática e expõe os objetivos almejados com o estudo.

O capítulo 2 apresenta a revisão bibliográfica acerca do tema do trabalho, onde explica detalhadamente como é caracterizada a viga alveolar, os fenômenos de instabilidade e quais são os modos de prevenção de colapso. Expõe sucintamente em que consiste o método dos elementos finitos em um elemento genérico. E exhibe o estado da arte, o qual apresenta os resultados de estudos recentes de diversos autores sobre o tema em questão.

No capítulo 3, o aço é caracterizado quanto às suas propriedades em temperaturas elevadas, além de ser apresentado como é estudado os parâmetros de um incêndio, conforme o Eurocódigo 1 parte 1-2 e Eurocódigo 3 parte 1-2. Também é realizada a

descrição do processo de dimensionamento em temperatura ambiente e em temperaturas elevadas, de acordo com as duas primeiras partes do Eurocódigo 3 e com o guia SCI-P355.

Em seguida, no capítulo 4 são descritos os casos analisados no estudo, a forma em que a viga foi modelada no *software* ANSYS, as dificuldades encontradas na convergência das simulações são apresentadas e a maneira em que foi contornado o problema. Nessa seção são expostos os resultados obtidos com os métodos simplificados e numéricos e a comparação entre ambos.

Por fim, no capítulo 5, são apresentadas as principais conclusões alcançadas com o estudo e sugestões de assuntos para serem investigados futuramente, a fim de que se tenha uma melhor compreensão do comportamento desse tipo de viga.

## **2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

### **2.1. Caracterização de vigas alveolares**

As vigas alveolares adquirem diversas características após serem submetidas ao seu processo de fabricação, sendo estas benéficas ou não. Deve-se analisar para a situação de aplicação se esse tipo de viga é compatível com a necessidade e pretensões da construção.

Sua primeira característica é em relação à altura. A viga alveolar pode atingir uma altura até 50% maior do que seu perfil original, garantindo, dessa forma, um maior momento de inércia em relação ao plano de flexão, suportando maiores cargas e conseguindo atingir vãos mais extensos, sendo mais resistentes e menos suscetíveis a deformações, [2].

Comparando com uma viga sólida (de alma cheia) da mesma altura, a viga alveolar é mais leve, possibilitando uma redução do peso médio da estrutura, solicitando, assim, uma menor carga de suporte de sua infraestrutura e auxiliando na diminuição de gastos de sua confecção. Contudo, deve-se levar em consideração que a fabricação da viga alveolar promove um custo adicional quando comparado com o da sua viga original, devido aos processos de corte e soldagem, podendo ser uma desvantagem dependendo da sua forma de utilização.

Como esse sistema admite um vão livre maior do que é geralmente projetado para soluções convencionais, essa viga permite a redução da quantidade de pilares, resultando em menos carga para a fundação, permitindo a construção de fundações mais simples. Reduzindo dessa forma o tempo de construção do edifício.

Na região dos apoios das vigas em balanço ou contínuas há uma combinação de esforços cortantes e momento fletor, porém, as vigas alveolares são mais frágeis para essa associação de esforços, sendo necessário o fechamento das aberturas nas regiões mais solicitadas com uma chapa, ou até mesmo da extremidade da viga, para que seja aumentada a sua rigidez, [2].

A escolha desse tipo de sistema em pisos favorece a redução da altura entre pavimentos, pois suas aberturas permitem integrar os dutos de sistemas complementares com o estrutural, o que diminui a altura total do edifício, contribuindo com uma estrutura mais leve e maior aproveitamento de espaço, como observado na figura 2.

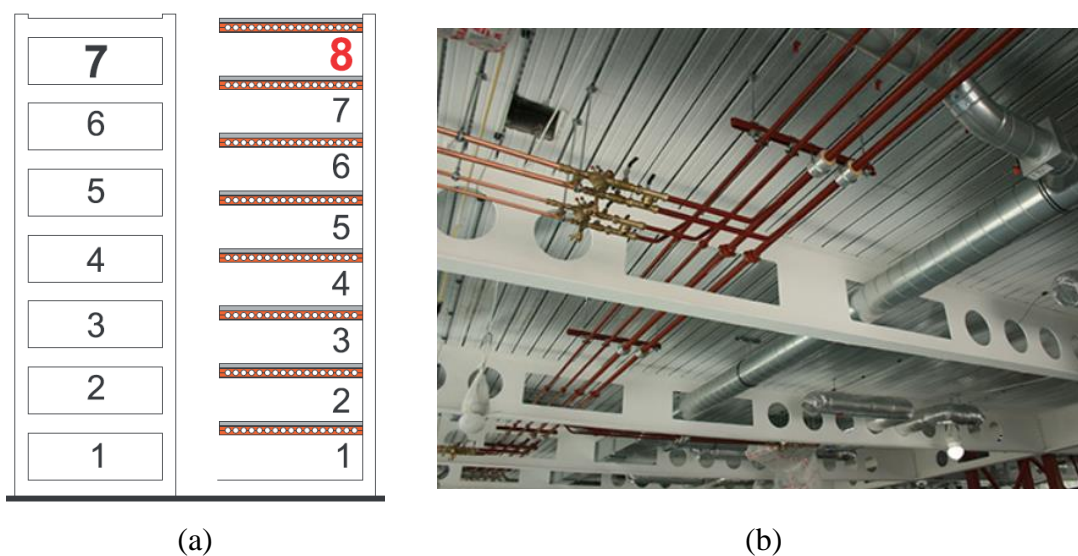


Figura 2. (a) Comparação entre pavimentos feitos tradicionalmente e com vigas alveolares. (b) Dutos de múltiplos serviços através de vigas alveolares.  
Fonte: (a) Arcelor Mittal, [5]. (b) FABSEC, [6].

No dimensionamento de estruturas metálicas deve-se ter em vista que a resistência da estrutura é diminuída em razão das imperfeições presentes nos elementos que a compõem. Essas são causadas tanto pela fabricação, por causa do esfriamento brusco do metal aquecido, tanto quanto pelo armazenamento e transporte ao local de montagem.

As imperfeições são basicamente geométricas, que contemplam as variações das dimensões da peça, falta de verticalidade ou horizontalidade da coluna ou viga e falta de planicidade das peças; do material, que são referentes à variação das propriedades do material e à presença de tensões residuais; e estruturais, que abrangem a variação das condições de contorno, caso exista, e excentricidades da aplicação de cargas. As imperfeições geométricas e a existência de tensões residuais são introduzidas a fim de

analisar a encurvadura da peça, o que será um dos focos do presente estudo. À vista disso, esses dois fatores são mais aprofundados.

Com uma mesma viga sólida de seção-I é possível originar diversas vigas alveolares, pois as características geométricas, tais como espaçamento entre furos, diâmetro de furo e altura final da viga, são dependentes da forma como é efetuada a linha de corte, que por sua vez é dependente do projeto. Os intervalos de variação das dimensões variam conforme a sua utilização e são apresentados na tabela 1, na qual  $d_0$  representa o diâmetro da abertura do furo,  $h$  a altura do perfil da viga sólida que origina a viga alveolar,  $S$  a distância entre furos e  $H$  a altura final da viga alveolar.

Tabela 1. Variações das dimensões geométricas de acordo com a aplicação.  
Fonte: Arcelor Mittal, [5].

<b>Objetivo</b>	<b>Aplicação</b>	<b><math>d_0</math></b>	<b>S</b>	<b>H</b>
Otimização da relação altura/peso	Telhado, passarela e terça de longo vão	1.0 – 1.3h	1.1 – 1.3 $d_0$	1.4 – 1.6h
Otimização da relação carregamento/peso	Pisos, estruturas de estacionamento e estruturas marítimas	0.8 – 1.1h	1.2 – 1.7 $d_0$	1.3 – 1.4h

### 2.1.1. Processo de fabricação

As vigas alveolares são produzidas a partir de uma viga de seção I ou H laminada a quente, podendo ser obtidas a partir de três processos diferentes, [7].

Primeiramente, o processo mais simples, em que se é cortada a abertura na alma do perfil, sem haver a necessidade de processos de soldagem, mantendo-se a altura inicial da peça. Reduzindo, assim, a quantidade de material e, conseqüentemente, sua capacidade resistente, [8].

Há ainda o processo em que o perfil é cortado termicamente com um desenho padrão, o qual resultará nas diferentes aberturas fabricadas, as duas peças são deslocadas para ocorrer o encaixe e soldadas em seu eixo para unir as duas metades. As variações no padrão de corte e as propriedades das metades superior e inferior da viga podem resultar em uma larga variedade de geometrias da viga, dentre essas as vigas afuniladas, o que fornece a viga uma variação de momento de inércia ao longo de seu comprimento, diferentes formas de abertura da alma ou vigas assimétricas, [1]. Esse processo de produção da viga alveolar pode ser observado na figura 3.

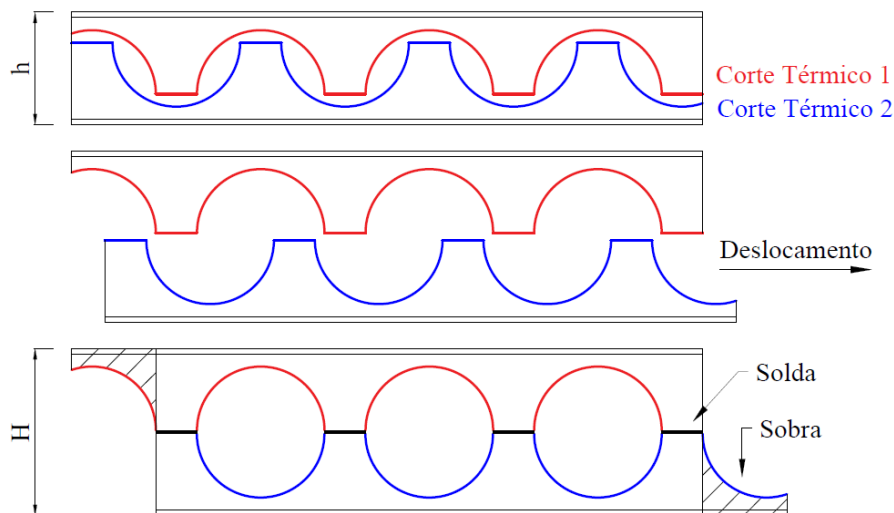


Figura 3. Processo de produção de uma viga alveolar.

Ao final do processo é possível obter uma viga com praticamente o mesmo peso inicial, porém com uma altura 1,5 vezes maior e um momento de inércia 2,5 vezes maior, [9]. As vigas analisadas no presente trabalho são as que possuem esse processo de fabricação, o qual é o mais frequentemente estudado, conforme pôde ser observado pela autora.

O terceiro procedimento é feito através da união de três chapas de aço. O processo consiste em soldar as chapas entre si, a alma com os banzos superior e inferior, a fim de formar um perfil I, em que as aberturas podem ser introduzidas antes ou após a soldadura. Através desse procedimento, tem-se mais facilidade em definir chapas com características específicas, como curvaturas, formas e espaçamentos entre furos, [8].

Como dito anteriormente, a viga é caracterizada através dos tipos de furos que a compõem, a linearidade ou a curva que a viga faz em relação aos seus apoios e se possui a altura constante ou é afunilada. Sabendo-se disso, são definidos alguns tipos de vigas.

### 2.1.2. Tipos de vigas

As vigas alveolares, no presente trabalho, são referidas àquelas em que o furo da alma do perfil da viga é circular. É comum que se encontre em diferentes pesquisas a chamada “viga celular” para denominar esse tipo de viga, que seria a tradução literal do nome em inglês “*cellular beam*”. Também existem as vigas em que os furos são hexagonais, que em algumas literaturas são chamadas de “vigas casteladas” para a tradução de “*castellated beams*”. Nas vigas com furos hexagonais podem ser adicionadas

peças metálicas, como chapas expansoras, entre as duas metades do perfil para aumentar sua altura final, [2].

Ademais desses tipos, há as com furos com formato sinusoidal, retangulares e formas que podem ser fabricadas conforme a necessidade de projeto, podendo inclusive mesclar diferentes furos na mesma viga. O processo de corte que origina os formatos dos furos é ilustrado na figura 4.

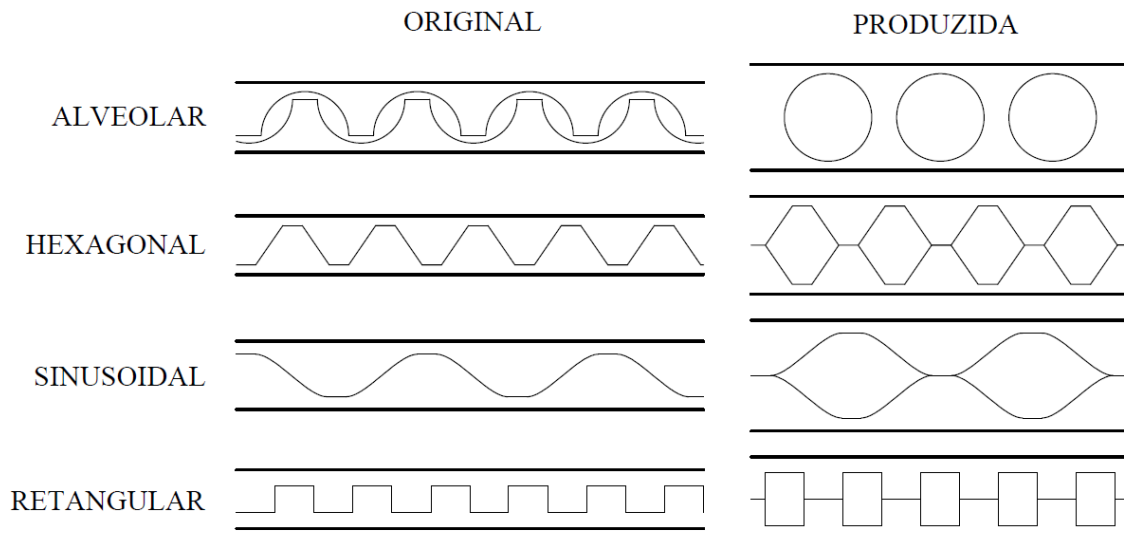


Figura 4. Diferentes tipologias de viga alveolar.

Esses diferentes formatos de furações influenciam no comportamento resistente da viga, visto que a alteração da altura total aumenta sua rigidez, a localização das tensões a que a viga é submetida é modificada e a quantidade de material presente em sua seção altera o seu modo de colapso.

Vigas com seções assimétricas podem ser obtidas soldando-se as duas metades, superior e inferior, de seções originais diferentes. Vigas afuniladas são produzidas inclinando-se a direção da linha de corte na alma para o desenho do padrão de furos, [10].

As vigas alveolares podem ser utilizadas em formas de arco ou curva, dependendo da forma que é feita a ligação de seu apoio. Deve ser feito um estudo isolado para esse comportamento, pois as tensões comportam-se de maneira diferente que em uma viga linear. Esse tipo de viga é geralmente utilizado em sistemas de coberturas, portanto, podem apresentar um vão considerável em seus cálculos, como por exemplo em uma quadra desportiva e em pontes. O processo de formação da curva a frio promove mudanças nas tensões residuais, propriedades estruturais da seção e do material quando comparado a uma viga de seção reta, [11].

### 2.1.3. Características geométricas

As características geométricas da viga alveolar alteram-se conforme o que é requisitado em projeto e essa variação de dimensões é estudada nesse trabalho, a fim de identificar qual é sua influência na resistência final. Dessa forma, faz-se necessária a definição da nomenclatura utilizada para cada componente da viga. É feita a caracterização apenas da viga alveolar (furos circulares), pois esse é o foco da pesquisa, especificando a nomenclatura dos componentes da viga e dimensões, vide figuras 5 a 7.

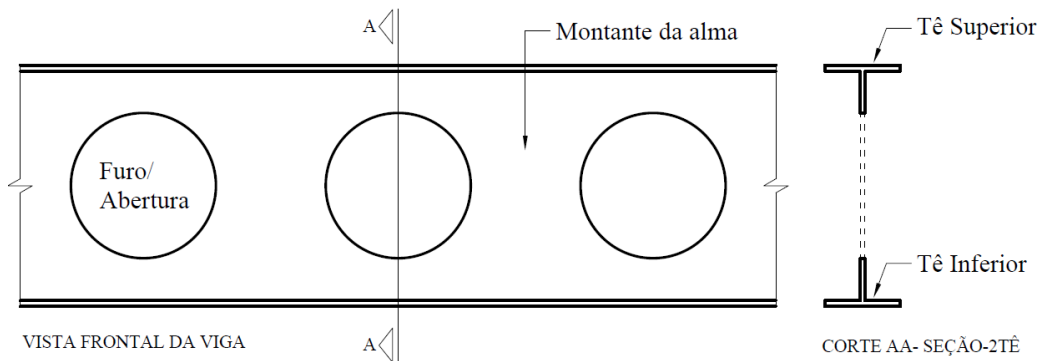


Figura 5. Nomenclatura dos elementos da viga alveolar.

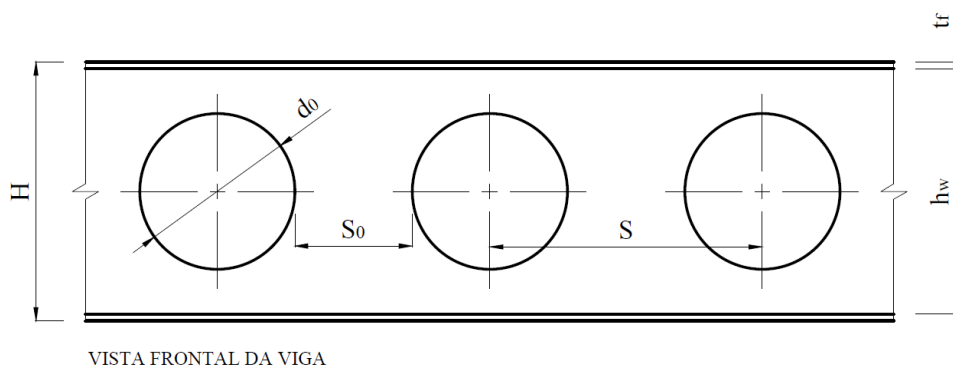


Figura 6. Dimensões geométricas da viga alveolar - vista frontal.

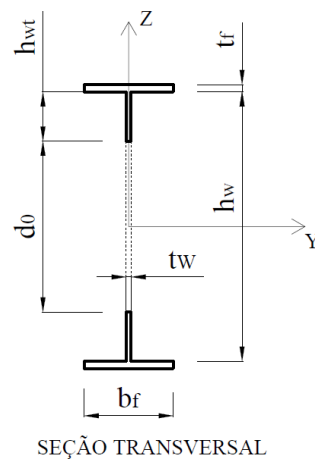


Figura 7. Dimensões geométricas da viga alveolar - seção transversal (seção-2Tê).

Adota-se para os cálculos de resistência da seção transversal de uma viga simétrica a metodologia de seção-2Tê, a qual calcula as propriedades geométricas no centro do furo, considerando a seção transversal igual à seção-2Tê, [12]. Dessa forma, as propriedades referentes à geometria da seção transversal da viga alveolar, desconsiderando o raio de concordância entre o banzo e a alma, são obtidas pelas equações 1 a 12:

- Constante de empenamento ( $I_w$ ), [13]:

$$I_w = \frac{t_f b_f^3 (h_w + t_f)^2}{24} - \frac{(d_0 t_w)^3}{144} \quad (1)$$

- Constante de torção ( $I_t$ ), [13]:

$$I_t = \frac{2}{3} b_f t_f^3 + \frac{1}{3} (h_w - d_0) t_w^3 \quad (2)$$

- Área da alma de uma seção Tê ( $A_{wT}$ ):

$$A_{wT} = t_w h_{wT} \quad (3)$$

- Área de um banzo ( $A_f$ ):

$$A_f = b_f t_f \quad (4)$$

- Área de uma seção Tê ( $A_T$ ):

$$A_T = A_f + A_{wT} \quad (5)$$

- Centroide de uma seção Tê ( $Z_c$ ):

$$Z_c = \frac{A_f \frac{(h_w + t_f)}{2} + A_{wT} (\frac{h_{wT}}{2} + \frac{t_f}{2})}{A_f + A_{wT}} \quad (6)$$

- Profundidade do eixo plástico neutro do Tê até a outra face da flange ( $Z_{pl}$ ), [7]:

$$Z_{pl} = \frac{A_f + A_{wT}}{2b_f} \quad (7)$$

- Momento resistente plástico da seção transversal ( $W_y$ ):

$$W_y = 2A_T Z_c \quad (8)$$

- Momento de inércia de uma seção Tê em relação ao eixo y ( $I_{T,y}$ ):

$$I_{T,y} = \frac{b_f t_f^3}{12} + A_f \left( \frac{h_w}{2} + \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{t_w h_{wT}^3}{12} + A_{wT} \left( \frac{h_{wT}}{2} + \frac{d_0}{2} \right)^2 \quad (9)$$

- Momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo y ( $I_y$ ):

$$I_y = 2I_{T,y} \quad (10)$$

- Momento de inércia de uma seção Tê em relação ao eixo z ( $I_{T,z}$ ):

$$I_{T,z} = \frac{t_f b_f^3}{12} + \frac{h_{wT} t_w^3}{12} \quad (11)$$

- Momento de inércia da seção transversal em relação ao eixo z ( $I_z$ ):

$$I_z = 2I_{T,z} \quad (12)$$

#### 2.1.4. Imperfeições geométricas

##### 2.1.4.1 Imperfeições geométricas globais

A consideração das imperfeições globais é necessária para se representar as instabilidades globais da viga, tais como a encurvadura lateral torsional, [14]. É comum

aplicar como imperfeição o deslocamento do eixo axial da viga seguindo a metade de uma curva sinusoidal ao longo de seu comprimento com a amplitude máxima no centro da viga de valor igual a  $L/1000$ , [10, 15, 16]. Essa curva é modelada pela equação 13, [17]:

$$y(x) = \frac{L}{1000} \operatorname{sen}\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (13)$$

Em que  $L$  é igual ao comprimento total da viga e  $x$  a variação do comprimento.

Aplicando-se essa equação é possível definir as coordenadas exatas dos pontos da viga com a imperfeição. A figura 8 apresenta uma viga com a aplicação da imperfeição geométrica fornecida pela equação 13.

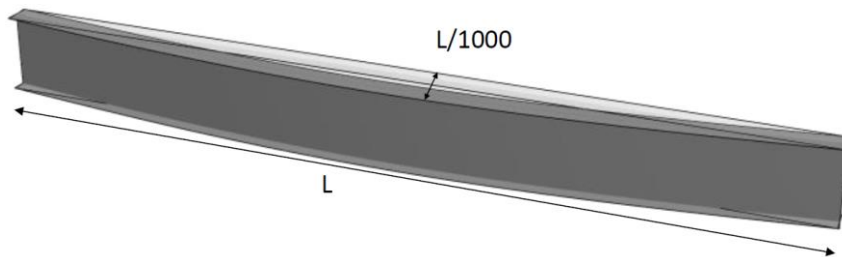


Figura 8. Imperfeição geométrica global da viga.  
Fonte: Sonck, [10].

Além desse deslocamento, pode-se incorporar à viga a falta de verticalidade de sua seção transversal, atribuindo-lhe uma rotação inicial ao redor do eixo axial com um valor máximo de  $L/1000$  radianos no meio do vão, [18].

#### 2.1.4.2 Imperfeições geométricas locais

Em vigas alveolares retas, as imperfeições locais por vezes são desconsideradas nos cálculos de dimensionamento, por terem uma contribuição pequena na encurvadura global da viga, [10]. Quando consideradas, elas são localizadas nos montantes da alma e o valor pode variar de acordo com a altura da viga. Em pesquisa realizada por Ferreira et al., [15], sobre encurvadura lateral torsional em vigas alveolares, foi considerada a imperfeição com o valor de  $H/100$  se  $L/H < 10$ , sendo recomendado não ser maior do que 4 mm para seções com  $H < 600$  mm e  $H/100$  para seções com  $H > 600$  mm.

Em estudo com vigas alveolares com desenho padrão sinusoidal, foram realizadas medições em diversos pontos nos montantes da alma, conforme exibido na figura 9, em que foi constatada uma imperfeição local de magnitude máxima igual a  $H/430$ , sendo que o Eurocódigo propõe um valor de  $H/200$  para cálculo numérico, [14]. Nota-se uma diferença considerável entre as imperfeições das vigas com diferentes aberturas, circular e sinusoidal.

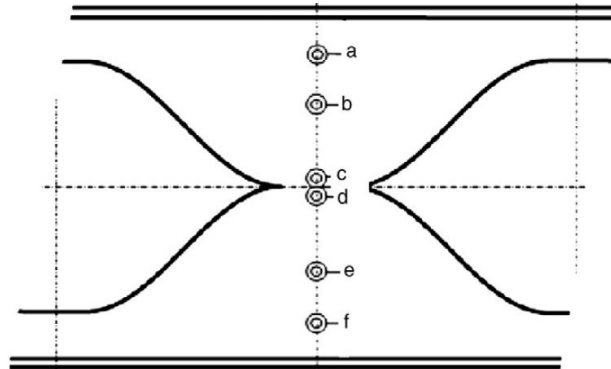


Figura 9. Posições dos pontos onde foram medidas as imperfeições locais da viga alveolar sinusoidal.  
Fonte: Durif et al., [14].

No estudo de Zaher et al., [19], com foco em vigas alveolares curvas, foi incorporada uma curvatura ao longo da alma para simular as imperfeições locais. Os valores foram introduzidos com um fator de escala no intervalo entre  $h_w/200$  e  $h_w/250$ .

Como alternativa a esses métodos de incorporação de imperfeições geométricas global e local na viga, pode-se aplicar, em modelos de elementos finitos, a imperfeição seguindo a análise de encurvadura de valores e vetores próprios, para obter o pior dos casos dos modos de encurvadura global e local. Assim, as coordenadas dos elementos da viga são alteradas para seguir essa nova imperfeição, [20]. O método de valores e vetores próprios prevê a resistência à encurvadura teórica de uma estrutura idealizada como elástica. A configuração estrutural básica é calculada com carregamentos e restrições, sendo cada carregamento associado a um modo de encurvadura, o qual representa a forma que a estrutura adquire sob essa carga crítica, [21].

### 2.1.5. Imperfeições do material

As imperfeições no material dão-se principalmente pela existência de tensões residuais no material ao longo da seção da viga. Tensões residuais são tensões internas na

peça estrutural que surgem mesmo quando não há um carregamento externo, sendo assim, sempre estão em equilíbrio estático, [10]. O processo de produção de peças de aço pode induzir o aparecimento de tensões residuais no material, o qual acaba por influenciar o comportamento das estruturas de aço, causando possíveis alterações na tensão de cedência. Por essa razão devem ser contabilizadas no cálculo de resistência do elemento para uma melhor aproximação do comportamento real.

A tensão residual pode ser retirada com um tratamento térmico adequado, porém, na maioria dos casos, isso é um método extremamente caro e, portanto, impraticável. Processos mecânicos, tais como a regularização a frio, podem ser utilizados para aliviar o efeito prejudicial das tensões, [22].

Há algumas pesquisas em que a tensão residual é negligenciada, porém, isso acarreta resultados inseguros ao dimensionamento. É comum que a influência das tensões residuais seja contabilizada em conjunto com as imperfeições geométricas, sendo combinadas em uma imperfeição geométrica global equivalente, adotando-se, por exemplo, uma amplitude de  $L/500$ , [13].

#### 2.1.5.1 Vigas sólidas retas

As tensões residuais em vigas com seções laminadas a quente são causadas pelo processo de resfriamento não uniforme após a formação da seção, devido a contração térmica do material. Após a laminação a quente e o resfriamento, os elementos podem possuir sua linearidade danificada e fora do padrão recomendado, sendo necessário um processo de regularização de sua planicidade a frio, o que ocasiona um novo padrão de tensões residuais, especialmente no banzo da viga, [23].

Na literatura podem ser encontrados dois exemplos de formas de tensão residual típica em uma viga de seção-I laminada a quente, uma com distribuição curva e outra com distribuição triangular, conforme demonstrado na figura 10, [10].

A distribuição linear triangular é a mais frequentemente utilizada em simulações numéricas, proposta pelo *European Convention for Construction Steelwork* (ECCS) em 1984. Nela é feita uma distinção da intensidade das tensões conforme a geometria da viga, relação altura-largura  $h/b \leq 1,2$  e  $h/b > 1,2$ , cujas tensões são o resultado da multiplicação da tensão de cedência por 0,5 ou 0,3, respectivamente, [24]. É salientado que, geralmente, as extremidades do banzo estarão comprimidas e o centro do banzo estará tracionado,

enquanto que as tensões na alma variam de acordo com os parâmetros geométricos e formas de resfriamento, [1].

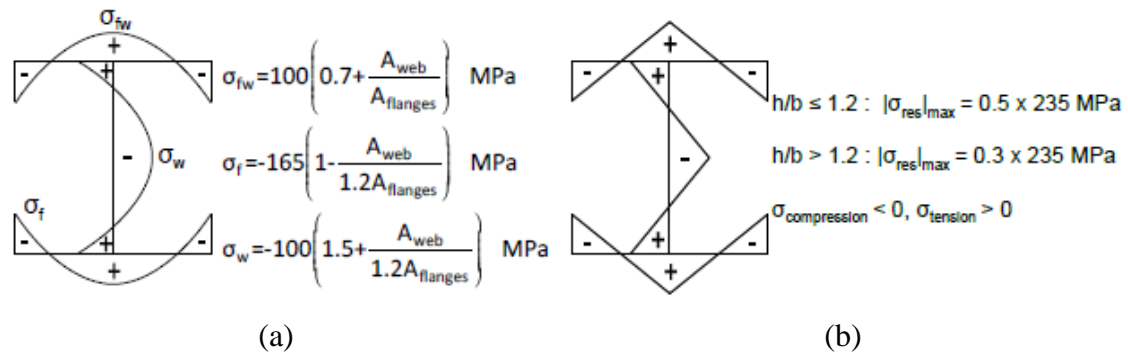


Figura 10. Padrão de tensões residuais em vigas seção-I laminada a quente. (a) De acordo com Young, 1975. (b) De acordo com ECCS, 1984. Fonte: Sonck, [10].

### 2.1.5.2 Vigas alveolares retas

As tensões residuais presentes na viga sólida são modificadas ao ser realizado o processo de corte térmico na alma para serem produzidos os furos das vigas alveolares, somado ao processo de soldagem das metades, onde há a introdução de calor novamente, [12]. Todavia, há pesquisas em que consideram a distribuição de tensões residuais na viga alveolar igual à distribuição na viga sólida, justificando que o processo de corte é cuidadosamente conduzido, [25].

A resistência máxima é influenciada diretamente pela magnitude e pelo padrão das tensões residuais, em que as tensões de compressão localizadas no banzo aumentam tanto no montante da alma como na seção Tê, sendo prejudiciais para a resistência à encurvadura inelástica das vigas, ocasionando uma diminuição de rigidez da peça, [1, 23].

Um modelo de tensão residual para vigas alveolares é proposto com base em ensaios experimentais de vigas sólidas de seção IPE160 com a classe do aço S235 por Sonck, [10]. A autora faz o modelo de acordo com a relação altura-largura (h/b) da seção da viga sólida que origina a viga alveolar e da intensidade de sua tensão de cedência. A tensão residual no banzo, onde sua influência é dominante para a resistência da encurvadura global, é obtida a partir da tensão residual da seção original, calculada como exibido na figura 10 (b), diminuindo 30 MPa nas extremidades da flange e 20 MPa no centro das flanges.

Dessa forma, o caso analisado de tensão de cedência de 235 MPa, para uma seção de viga sólida original com a relação  $h/b \leq 1,2$  tem a tensão residual original igual a 120 MPa ( $\approx 0,5 * 235 MPa$ ), logo na extremidade da flange resulta uma tensão de 150 MPa de compressão, e no centro 100 MPa de tração. É feito analogamente para uma seção original de relação  $h/b > 1,2$ , em que a tensão residual original é igual a 70 MPa ( $\approx 0,3 * 235 MPa$ ), exibido na figura 11, [10].

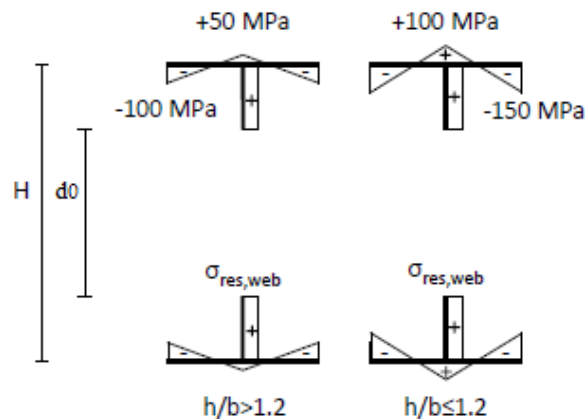


Figura 11. Padrão de tensões residuais para vigas alveolares originária da seção IPE160 com aço S235.  
Fonte: Adaptado de Sonck, [10].

Os valores das tensões apresentados na figura 11 podem ser aplicados ao longo de toda a viga, como forma de simplificação, ou seja, tanto a seção Tê como a seção do montante da alma possuem a mesma magnitude. A tensão residual presente na alma ( $\sigma_{res,web}$ ) é calculada de acordo com a equação 14, dependente da geometria da viga, [10].

$$\sigma_{res,web} = 50 MPa * \frac{b_f t_f}{(H - t_f - d_0) t_w} \quad (14)$$

Com exceção desse padrão proposto a uma viga específica, não há um modelo genérico que se possa aplicar as tensões residuais em quaisquer vigas alveolares provenientes de diferentes perfis de vigas sólidas ou, ainda, para diferentes classes de aço. Por consequência, é habitual encontrar diferentes considerações nas pesquisas acadêmicas da forma de implementar as tensões.

Um modelo de padrão de tensões residuais na viga alveolar mais simplificado admite que as tensões no banzo correspondem à recomendação de ECCS (1984) para vigas sólidas, [24], a qual adota uma distribuição triangular onde as tensões residuais

máximas ( $\sigma_{res,máx}$ ) são dependentes da tensão de cedência, conforme explicado anteriormente. Enquanto as tensões na alma são consideradas nulas, assumindo que o processo de introdução dos furos dissipa a restrição na alma, conforme é apresentado na figura 12. As tensões residuais aplicadas no banzo influenciam principalmente o comportamento de encurvadura lateral torsional e encurvadura por flexão, [26, 27].

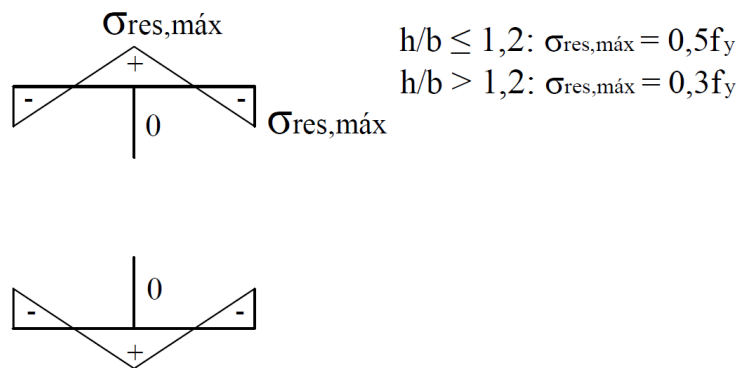


Figura 12. Padrão de tensões residuais para vigas alveolares sem tensões na alma.

### 2.1.5.3 Influência do corte

Após efetuar o procedimento do corte longitudinal em uma viga de seção-I, o eixo neutro das duas metades da viga posicionar-se-á próximo à flange, consequentemente, haverá uma menor alteração das tensões iniciais na flange quando comparada às tensões na alma. Além disso, a inserção de calor por meio do corte térmico induzirá o aparecimento de tensões de tração próximo ao corte, [10].

O manual sobre estabilidade de estruturas de aço do ECCS (1976) propõe um padrão de tensões residuais em placas com corte em uma ou em ambas extremidades. É dado que a ação do corte térmico introduzirá tensões ( $\sigma_r$ ) iguais ao valor da tensão de cedência na região do corte com a largura “ $c_f$ ” e os demais valores do modelo são calculados de forma a preservar o equilíbrio estático, como é ilustrado na figura 13, [22].

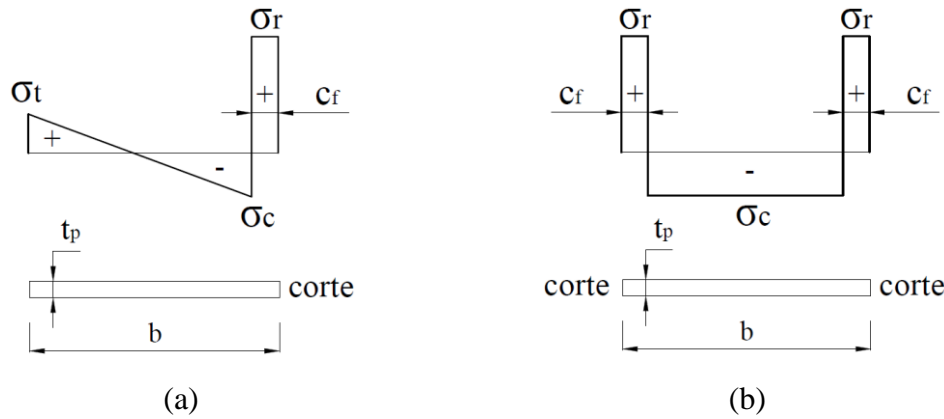


Figura 13. Modelo proposto para tensões residuais em placas com cortes térmicos. (a) com um corte. (b) com dois cortes.

Fonte: Baseado em ECCS, [22].

Em que os parâmetros geométricos do modelo são a largura “b” da placa, a espessura “ $t_p$ ” da placa e  $c_f$  que é a largura da tensão retangular equivalente causada pelo processo de corte térmico. Dessa forma, as expressões 15 a 17 representam, respectivamente, as tensões na região de aplicação do processo térmico ( $\sigma_r$ ), de tração da placa ( $\sigma_t$ ) e de compressão ( $\sigma_c$ ), no modelo com um corte, [22]:

$$\sigma_r = f_y \quad (15)$$

$$\sigma_t = \sigma_r \frac{c_f(2b + c_f)}{(b - c_f)^2} \quad (16)$$

$$\sigma_c = \sigma_r \frac{c_f(4b - c_f)}{(b - c_f)^2} \quad (17)$$

Para placas com dois cortes, a tensão longitudinal  $\sigma_c$  é modificada, sendo obtida pela expressão 18:

$$\sigma_c = \sigma_r \frac{2c_f}{(b - 2c_f)} \quad (18)$$

O manual ainda fornece o cálculo da largura “ $c_f$ ” [mm], equação 19, formulada a partir dos resultados experimentais de placas de aço com espessuras de 6,3 e 12,7 [mm].

$$c_f = \frac{1100\sqrt{t_p}}{\sigma_r} \quad (19)$$

Em que a espessura  $t_p$  é em [mm] e a tensão  $\sigma_r$  é em [MPa].

#### 2.1.5.4 Influência da soldadura

A soldadura é um processo que gera tensões residuais relevantes no material, devidas às contrações que ocorrem enquanto o metal de solda solidifica e esfria até atingir a temperatura ambiente. Em consequência disso, distribuições não-uniformes de calor e deformações plásticas são verificadas no material, [28].

O manual da ECCS indica um modelo de tensões residuais ocasionadas pela soldagem. Afirma-se que as tensões devidas à soldagem realizada em uma e em duas extremidades da chapa são calculadas de forma análoga ao cálculo das tensões causadas pelo processo de corte térmico. Contudo, a distribuição de tensões quando a soldagem é localizada no centro da placa tem um aspecto distinto, como mostrado na figura 14, [22].

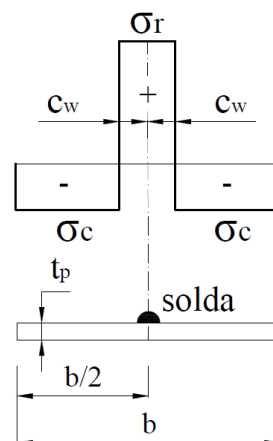


Figura 14. Modelo proposto para tensões residuais em placas com soldadura.  
Fonte: Baseado em ECCS, [22].

Em que as equações 16 e 17 são utilizadas para a determinação das tensões para uma placa com uma extremidade soldada e a equação 18 é utilizada para o cálculo em placas com duas soldas de extremidade com o mesmo tamanho ou uma central. Contudo, para a realização dos cálculos, a largura da tensão  $\sigma_r$  para o caso de uma solda com aplicação de corrente contínua em uma única passagem,  $c_w$  [mm], é dada pela equação 20, [22].

$$c_w = \frac{1200pA_w}{\sigma_r \sum t_p} \quad (20)$$

Sendo  $p$  o fator de eficiência do processo,  $A_w$  a área da seção transversal do metal de solda adicionado [mm<sup>2</sup>] e  $\sum t_p$  a somatória da espessura da placa que encontra a solda [mm].

O efeito da soldadura de uma placa previamente cortada termicamente não resulta em uma soma algébrica das larguras das tensões, visto que o calor da solda tende a atenuar o efeito da tensão devido ao corte. Sendo assim, a largura final ocasionada pelos dois processos térmicos,  $c_{fw}$ , será obtida através da expressão 21, [22].

$$c_{fw}^4 = c_f^4 + c_w^4 \quad (21)$$

## 2.2. Modos de instabilidade de vigas alveolares

As vigas alveolares podem apresentar seis diferentes modos de instabilidade, que são dependentes da geometria da viga, esbelteza da alma, abertura do furo, tipo de carregamento e apoios laterais, [29]. Os modos de falha mais prováveis que podem ocorrer são o mecanismo de Vierendeel, mecanismo de flexão, ruptura das juntas soldadas, encurvadura do montante da alma em corte e encurvadura por compressão. Resultados recentes afirmam que, não considerando restrições axiais, os modos de colapso para vigas em situação de incêndio são os mesmos que para temperatura ambiente, e são, em sua maioria, referentes à encurvadura de montante da alma e mecanismo de Vierendeel, ambos encurvaduras locais, [30].

O mecanismo de Vierendeel e a encurvadura do montante da alma são modos de colapso que ocorrem especificamente por causa da presença das aberturas, enquanto que os modos relacionados à resistência ao corte e ao momento já existem em vigas sólidas, porém, com valores alterados devido às aberturas, [10].

### 2.2.1. Mecanismo de Vierendeel

Esse tipo de modo de colapso local é associado com forças de corte que atuam na viga. Há a formação de rótulas plásticas nas proximidades dos furos que provocam a

deformação da seção Tê, [29]. Vigas com vãos relativamente pequenos, seções Tê curtas e comprimentos de solda mais longos são suscetíveis a colapsar dessa forma. Esse mecanismo é causado devida a formação de quatro rótulas plásticas nas seções Tê acima e abaixo das aberturas da alma, transferindo as forças de corte através dos furos.

As seções Tê devem suportar as cargas de corte aplicadas, assim como os momentos primários e secundários. O momento primário é o momento fletor convencional na seção transversal e o momento secundário, conhecido como momento Vierendeel, resulta da força de corte na seção Tê sobre o comprimento horizontal da abertura, esse efeito é representado na figura 15, [29].

O momento de encurvadura global é redistribuído sobre as seções Tê como duas forças normais, enquanto que a força de corte é distribuída uniformemente sobre as seções Tê superior e inferior para vigas duplamente simétricas. Se considerar que as forças no Tê superior e inferior são iguais, há o equilíbrio estático das duas partes assegurando que o momento no centro do montante da alma é zero. As forças de corte no meio das seções Tê ocasionam o momento secundário em ambas as seções, o qual aumenta conforme a largura da abertura aumenta, [10].

Para prevenir esse tipo de falha, a resistência à flexão de Vierendeel da seção Tê deve exceder seus momentos de flexão de Vierendeel. Essa resistência à flexão é a soma das resistências de momento nos quatro cantos, além de que o momento global e a carga de cisalhamento também afetam a resistência calculada, [31].

Esse mecanismo é crucial em vigas com pequenos vãos, onde domina a força de corte, em aberturas largas, em que existe a presença do momento secundário, e seções Tê com pouca área, devida a sua baixa capacidade de resistência plástica, [10].

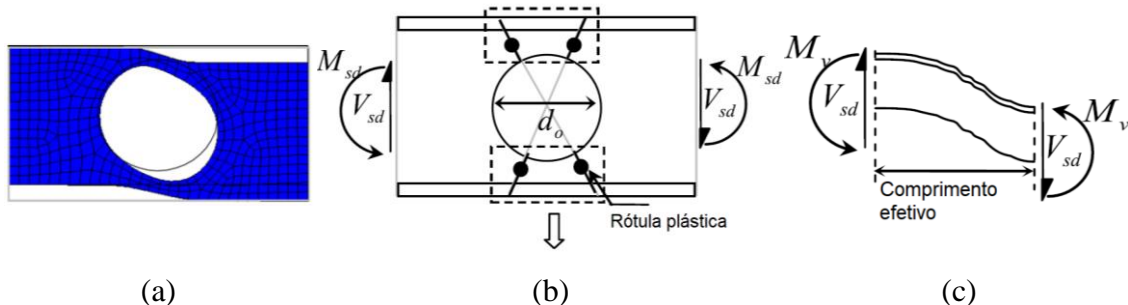


Figura 15. Mecanismo de Vierendeel em uma viga alveolar. (a) Colapso de Vierendeel. (b) Rótulas plásticas. (c) Flexão de Vierendeel e comprimento efetivo.

Fonte: Adaptado de Panedpojaman et al., [31].

### 2.2.2. Encurvadura lateral torsional

As vigas esbeltas quando sujeitas à flexão podem sofrer uma encurvadura que é a combinação de torção e flexão lateral, a chamada encurvadura lateral torsional. Devida à baixa rigidez de flexão lateral e torsional, a seção transversal pode rotacionar e inclinar lateralmente e os fatores que mais influenciam a estabilidade lateral das vigas são: arco inicial, torção inicial na seção, excentricidades acidentais de carregamento e plasticidade prematura devido à presença de tensões residuais, [17].

Esse é um modo de encurvadura global que ocorre devido ao movimento do banzo comprimido da viga que é restringido por parte da peça sujeita a tração, [16]. Como a viga alveolar tem uma altura superior à altura de vigas sólidas, essa é mais suscetível a encurvadura lateral torsional, representada na figura 16 (a).

Atualmente, há duas abordagens para realizar o estudo dessa situação, em que ambos possuem conflitos de resultados, o primeiro (seção-1Tê) é muito conservativo e o segundo (seção-2Tê) pode ser considerado inseguro dependendo do caso, [12]. O estudo do presente trabalho será feito com a segunda abordagem, que é calculada utilizando-se as propriedades no centro da abertura da alma, conforme figura 16 (b).



Figura 16. (a) Encurvadura lateral-torsional em uma viga alveolar. (b) Abordagem de seção-2Tê para encurvadura lateral torsional.

Fonte: Sonck, [12].

### 2.2.3. Mecanismo de flexão

Esse modo de instabilidade ocorre quando a viga é submetida à flexão pura. As seções Tê acima e abaixo das aberturas cedem em tração e compressão até tornarem-se completamente plásticas, de uma forma similar ao que ocorre em vigas sólidas com forças de flexão. Embora a propagação das zonas plásticas na região do eixo central da viga tenha sido interrompida pela presença dos furos, as seções Tê tornam-se completamente plásticas, [32].

#### 2.2.4. Ruptura das juntas soldadas

As juntas soldadas entre dois furos da viga podem colapsar quando a tensão solicitante de corte horizontal localizado na solda excede a resistência existente na junta. O modo de colapso é dependente principalmente do comprimento de soldadura, pois, quanto menor for, menor será a largura do montante da alma, tornando a peça mais passível a ruir por esse modo, [29].

#### 2.2.5. Encurvadura do montante da alma

Esse tipo de modo de colapso local é resultante da perda de estabilidade do montante da alma causada por esforços de compressão devidos às forças de corte, com isso o montante da alma torce ao redor de seu eixo vertical, tendo uma configuração deformada como representado na figura 17 (a), [33].

Esse efeito ocorre pela ação da força de corte horizontal que é associada à flexão de encurvadura dupla ao longo da altura do montante. Uma borda da abertura é inclinada e será submetida à tração, a borda oposta será sujeita a compressão e a encurvadura causará um efeito de torção no montante ao longo da linha de compressão, retratado na figura 17 (b), [29].

A resistência à encurvadura do montante da alma depende diretamente da largura do montante da alma ( $S_0$ ), ou seja, do espaço entre as bordas das aberturas. O guia SCI-P355, elaborado pelos autores Lawson e Hicks, classifica em dois tipos de vigas conforme o comprimento da largura do montante. Considera-se como sendo vigas com aberturas pouco espaçadas aquelas em que a largura do montante é menor ou igual ao diâmetro do furo,  $S_0 \leq d_0$ , e vigas com aberturas muito espaçadas quando a largura é maior do que o diâmetro,  $S_0 > d_0$ , [7]. A largura efetiva ( $l_e$ ) é o comprimento que está sujeito à encurvadura, exibida na figura 17 (c) e determinada segundo a expressão 22, [34].

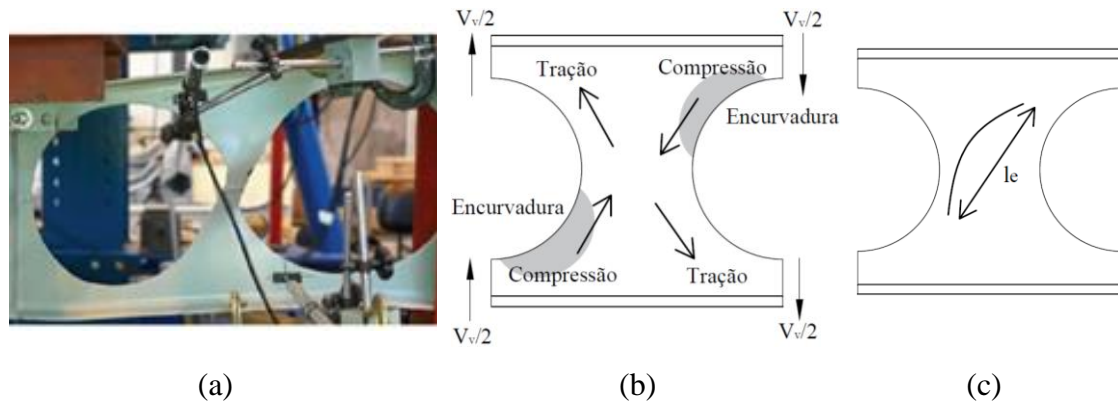


Figura 17. Fenômeno de encurvadura do montante da alma. (a) Forma da encurvadura. (b) Tensões identificadas no montante. (c) Largura efetiva.

Fonte: (a) Grilo et al., [33]. (b) e (c) Baseado em Panedpojaman, [34].

$$l_e = 0,5 \sqrt{S_0^2 + d_0^2} \quad (22)$$

### 2.2.6. Encurvadura do montante da alma devida à compressão

Esse fenômeno ocorre quando se aplica uma força concentrada diretamente no montante da alma, sendo que a encurvadura do montante sob uma grande compressão não é acompanhada por torção, como acontece ao ser aplicada força de corte. Esse modo de colapso pode ser evitado ao fornecer reforços adequados ao montante, [29].

Em vigas mistas que possuem acopladas à sua estrutura uma laje de concreto, esse modo de colapso é menos grave devido a propagação da carga ser diferenciada na laje, minimizando o efeito prejudicial, [35].

### 2.3. Métodos de prevenção de colapso

Com a finalidade de aumentar a rigidez da viga e diminuir, assim, a propensão dela colapsar, existem alguns meios que aumentam a sua rigidez. Visto que a abertura da alma, por mais que aumente a resistência da viga em alguns parâmetros, pode deixar a viga mais esbelta e suscetível a colapsar por outros modos.

### 2.3.1. Preenchimento das aberturas

A fim de que se tenha um maior reforço para suportar forças de cisalhamento em proximidade com as conexões ou garantir uma maior segurança em casos de incêndio, é adotado o preenchimento das aberturas. Esse procedimento é feito com a soldagem de discos de aço de ambos os lados, sendo que a espessura do disco e o tipo de solda é variável de acordo com o local da tensão, exposto na figura 18, [5].



Figura 18. Preenchimento da abertura com discos de aço soldados.  
Fonte: Arcelor Mittal, [5].

### 2.3.2. Reforço circular da abertura

Também há a possibilidade de se aumentar a rigidez da abertura sem precisar preenchê-la. Para tal, são soldados aros de aço ao redor da abertura, aumentando assim sua espessura, como apresentado na figura 19. Esse aro geralmente tem a mesma espessura do banzo e, como possui um alto custo de produção, só é utilizado em casos indispensáveis, [2].

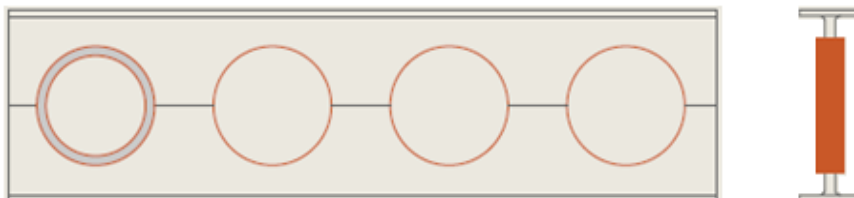


Figura 19. Reforço circular da abertura.  
Fonte: Arcelor Mittal, [5].

### 2.3.3. Enrijecimento do montante da alma

Em casos que se pretende aumentar a rigidez no montante da alma, prevenindo dessa forma a encurvadura local dessa região, faz-se uso de estratégias que atuem nessa região crítica. Pode ser adotado o uso de placa rígida soldada no montante da alma, conforme figura 20 (a) ou duas metades de aros, uma em cada abertura da região mais solicitada, de acordo com a figura 20 (b), [5].

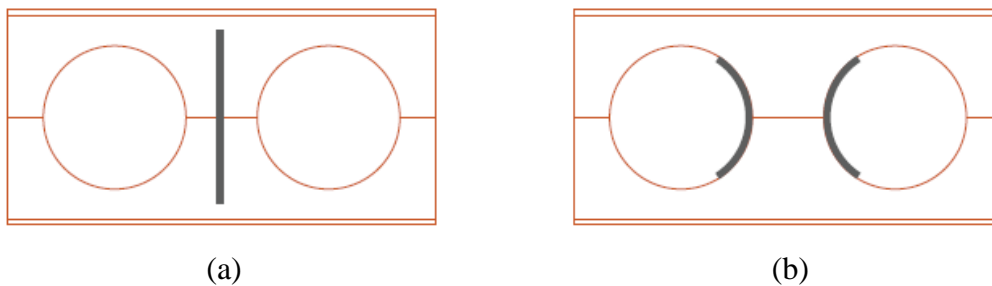


Figura 20. Enrijecimento do montante da alma. (a) por placa simples. (b) por duas metades de aro.  
Fonte: Arcelor Mittal, [5].

### 2.3.4. Suporte de cargas concentradas

Em casos de aplicação de uma carga concentrada ou onde é encontrada tensão máxima, em que se pode verificar uma deformação plástica local na seção transversal do furo, pode-se soldar placas simples acima e abaixo da abertura, conforme demonstrado na figura 21, [5].

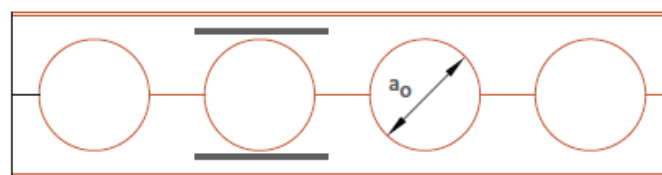


Figura 21. Suporte de cargas concentradas por placa simples.  
Fonte: Arcelor Mittal, [5].

## 2.4. Método dos elementos finitos

A solução numérica será feita através da aplicação do Método dos Elementos Finitos, o qual permite analisar o comportamento linear ou não-linear da estrutura. O método permite obter a evolução no tempo e/ou no espaço de uma ou mais variáveis representando o comportamento físico de um problema, [36]. É um ótimo método para cálculo de deslocamentos, tensões e deformações sob um conjunto de carregamentos, que é um dos objetivos de estudo do presente trabalho.

Oñate explica a diferença entre os métodos analítico e numérico. Define o primeiro como sendo um método que busca representar a solução exata de um problema por expressões matemáticas universais, entretanto, isso só funciona para alguns casos específicos, o que ocasiona em simplificações grosseiras para diversas outras situações da realidade. Por outro lado, o método numérico transforma as expressões matemáticas em um conjunto de equações algébricas que dependem de um número limite de parâmetros, podendo envolver milhares e até milhões de incógnitas, sendo possível solucionar apenas através de computadores, que por sua vez torna o problema em questão mais próximo da realidade, [36].

O método dos elementos finitos consiste na aproximação de um corpo contínuo com o que é proposto computacionalmente, por meio da divisão do corpo em um número finito de partes (elementos) que terão o comportamento de cada um especificado por um número finito dos parâmetros já mencionados, [37].

Um elemento finito pode ser entendido como uma porção pequena de um contínuo. A geometria do elemento finito pode ser formada por triângulos e quadriláteros em duas dimensões ou tetraedro e hexaedro em três dimensões. A geometria da estrutura como um todo é discretizada, ou seja, é dividida em uma malha de elementos finitos de uma certa precisão, [36].

Para fazer-se uso desse método, devem ser considerados inicialmente alguns aspectos do problema, sendo esses: a descrição geométrica da estrutura, as expressões matemáticas das leis físicas que governam o comportamento da estrutura (as equações de força de equilíbrio e condições de contorno) e as especificações das propriedades dos materiais e carregamentos da estrutura, [36].

De uma forma geral, são descritas as equações que o *software* utilizado para o estudo, ANSYS Mechanical APDL, emprega para realizar as análises do problema

proposto. Em um caso onde deve-se realizar a análise estática de um sistema linear, a equação de equilíbrio é feita pela equação 23, [38].

$$[K]\{u\} = \{F\} \quad (23)$$

Em que  $[K]$  é a matriz rigidez,  $\{u\}$  é o vetor deslocamento nodal e  $\{F\}$  é o vetor de forças.

Entretanto, o presente trabalho utiliza um sistema duplamente não-linear, do ponto de vista geométrico, dado que são considerados grandes deslocamentos, e do material, devida a tangente da curva tensão-deformação não ser sempre constante.

O programa faz a análise estática de um sistema não-linear pelo método Newton-Raphson, em que faz a solução através de um processo incremental e iterativo, na perspectiva de atualizar a carga e a matriz rigidez, [38]. É empregada a equação 24.

$$[K_i^T]\{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F_i^{nr}\} \quad (24)$$

Com

$$\{u_{i+1}\} = \{u_i\} + \{\Delta u_i\} \quad (25)$$

Onde  $[K_i^T]$  é a matriz rigidez tangente na iteração  $i$ ,  $\{\Delta u_i\}$  é uma correção do vetor deslocamento corrente  $\{u\}$ ,  $\{F^a\}$  é o vetor das cargas aplicadas e  $\{F_i^{nr}\}$  é o vetor das forças internas na iteração  $i$ .

A análise de encurvadura da simulação é feita para uma análise linear elástica, ou seja, a tangente da curva tensão-deformação é constante. É feita a análise utilizando a equação 26, [38].

$$([K] + \lambda_i[S])\{\psi_i\} = \{0\} \quad (26)$$

Em que  $\lambda_i$  é o valor próprio de número  $i$ ,  $[S]$  é a matriz de rigidez de tensão,  $\{\psi_i\}$  é o vetor próprio dos deslocamentos de número  $i$ .

## 2.5. Estado da arte

Em 1935, Geoffrey Murray Boyd desenvolveu as primeiras ideias de vigas alveolares com furos hexagonais e recebeu a patente de sua invenção em 1939, com a chamada “Viga Boyd”. No ano de sua criação, Boyd trabalhava em Buenos Aires, Argentina, como engenheiro estrutural e deparou-se com o problema de que as vigas em estoque não tinham rigidez suficiente para transpor o vão necessário, porém, ainda necessitava que fossem essas as utilizadas devido à restrição de largura da flange imposta pelo projeto. Dessa forma, elaborou-se uma viga com uma altura aumentada, conseqüentemente com maior rigidez, gerada a partir de duas metades soldadas das vigas sólidas que possuía, [39].

Ao longo dos anos, o aumento do uso dessa tecnologia permitiu a melhoria dos projetos e de seus processos de fabricação. À vista disso, existe a necessidade de aumentar o conhecimento acerca do comportamento de vigas alveolares em situações de incêndio, dado que, apesar de ser crescente o estudo nessa área, os projetos desse tipo de estrutura ainda são baseados em normas para vigas sólidas. Apesar disso, já existe uma gama de estudos do comportamento mecânico de viga alveolar, tratando sobre seus modos de colapso e como ela reage em caso de temperaturas elevadas. Os resultados de estudos recentes são apresentados a seguir, dado que em sua grande maioria foram realizados ensaios experimentais e/ou simulações numéricas.

Em 2004, Vila Real et al. avaliam os efeitos das tensões residuais em vigas sólidas seção-I de aço quando submetidas a uma variação de temperatura desde a temperatura ambiente até 700 [°C] para a encurvadura lateral torsional, comparando os resultados com o Eurocódigo 3 parte 1-2 (1995). É ressaltado que a resistência a encurvadura lateral torsional da viga é menos sensível aos efeitos das tensões residuais em altas temperaturas. Nessa proposta, o valor do fator de imperfeição  $\alpha$  é calculado pela equação 27, [17]:

$$\alpha = 0,65 \sqrt{235/f_y} \quad (27)$$

Em que  $f_y$  é a tensão de cedência.

Vila Real et al., em 2007, afirmam que a equação que estava presente na versão Pré-Norma Europeia (ENV) ENV 1993 parte 1-2 provocava resultados inseguros às vigas sólidas de aço, resultados verificados através de pesquisa experimental. Uma nova

equação foi inserida na versão EN do Eurocódigo 3 melhorando significativamente sua segurança, apesar de, até então, terem sido estudadas apenas vigas com distribuição uniforme de momento ao longo do seu comprimento, [18].

Dessa forma, os autores investigam uma nova proposta para a encurvadura lateral torsional de vigas de aço sem restrições submetidas ao fogo, em que se considera a influência do tipo de carregamento, do grau de aço, do padrão das tensões residuais (laminados a quente ou seções soldadas) e da relação altura e base da seção da viga. A proposta é considerada segura e precisa comprovada por uma extensa comparação com os resultados de simulações numéricas pelo MEF de mais de 5000 vigas. É visto que a influência dos efeitos do tipo de aço considerado, tipo da seção transversal e tensão residual atuando simultaneamente torna a equação de projeto da norma na época insegura, justificando a adoção da nova proposta que contém o fator de severidade  $\beta$  para calcular o fator de imperfeição  $\alpha$ , o qual é um valor tabelado dependente da seção e do tipo de aço, através da equação 28, [18].

$$\alpha = \beta \sqrt{235/f_y} \quad (28)$$

Spoorenberg et al., 2008, pesquisam os efeitos de tensões residuais em vigas curvas, analisando a mudança da seção transversal e propriedades do material devido ao processo de formação da curva comparando com a viga original reta, através de resultados do modelo de elementos finitos comparados a experimentos realizados anteriormente. Os autores afirmam que as tensões residuais do processo de esfriamento são uma soma das tensões axiais devidas à encurvadura plástica e não-carregamento elástico da seção, sendo que os resultados obtidos nos três arcos estudados no experimento são exibidos na figura 22. Conclui-se que a alteração entre a altura e curvatura da viga tem pouca influência na distribuição e magnitude do padrão de tensões residuais ao longo da altura da viga, [11].

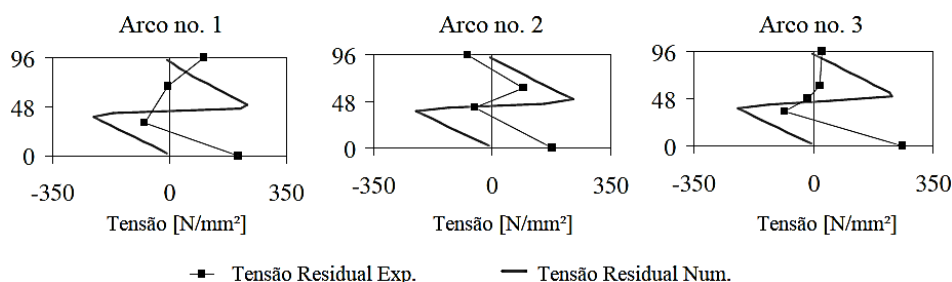


Figura 22. Tensão residual ao longo da altura da alma de uma viga curva.  
Fonte: Adaptação de Spoorenberg et al., [11].

Ellobody, 2011, realizou um estudo para analisar a interação entre os modos de encurvadura lateral torsional e encurvadura distorsional das vigas alveolares com furos hexagonais, considerando-se as imperfeições geométricas e não-linearidades das vigas. Compararam-se os resultados da carga de colapso da análise de elementos finitos com o que é previsto no *Australian Standards* para vigas de aço sob encurvadura lateral. Concluiu-se que o estabelecido pela norma é, em sua maioria, conservativo para vigas com furos hexagonais falhando para encurvadura lateral torsional, subdimensionado para vigas alveolares que não apresentavam encurvadura distorsional da alma e sobredimensionado para as vigas de alta resistência que falhavam por encurvadura lateral torsional, [40].

Uma extensa pesquisa foi realizada por Vassart et al., em 2012, por meio do *Research Fund for Coal and Steel* (RFSC) com a finalidade de difundir a metodologia de dimensionamento e aprimorar o conhecimento sobre o comportamento termomecânico de vigas sólidas e alveolares de aço, protegidas ou não com material resistente ao fogo, compostas com lajes de concreto. O documento apresenta as diversas fórmulas para o cálculo das verificações de segurança de um projeto, além de comprová-las por meio de resultados experimentais e simulações numéricas, [41].

Em 2014, Sonck et al. fizeram um estudo para averiguar o efeito das tensões residuais em vigas alveolares laminadas a quente, em que, de acordo com o processo de produção, pode aumentar as tensões existentes e reduzir sua resistência a encurvadura. O estudo foi feito através do Método de Relaxação Destrutivo. Seus resultados indicam que o processo de produção influencia as tensões, pois aumenta a compressão tanto na flange quanto nas seções Tê, sendo que é mais prejudicial o procedimento de produção de desvio, no qual a flange na seção Tê é totalmente comprimida; que o processo de corte suplementar, em que as tensões residuais na flange são similares às tensões das seções de vigas com furos hexagonais, [1].

Panedpojaman et al., em 2014, desenvolvem uma aproximação para estimar a resistência ao cisalhamento de vigas alveolares simétricas e não-simétricas baseadas em seu modo de colapso local por encurvadura do montante da alma. A altura do Tê é um dos principais parâmetros para distinguir entre esse modo de colapso e o mecanismo de Vierendeel. É proposto um comprimento efetivo para incorporar os efeitos de restrição devidos à seção Tê e à variação de tensão ao redor da abertura. Os modelos de estrutura das partes superior e inferior dos montantes da alma são calculados separadamente para sua resistência ao cisalhamento, de acordo com as normas BS EN1993-1-1 e ANSI /

AISC360-10. Conclui-se que com Tês mais altos e larguras do montante da alma maiores, maior é a resistência ao cisalhamento. Antes da encurvadura desenvolver-se completamente, o Tê mais alto previne o colapso por mecanismo de Vierendeel, enquanto que um montante da alma mais largo resiste melhor às forças de compressão, [42].

Em 2015, foi estudado por Ellobody e Young o comportamento de vigas com furos hexagonais em altas temperaturas conectadas à laje de concreto, considerando a não-linearidade de materiais como o aço e o concreto, diferentes tipos de carregamentos, de aço e de curvas de incêndio. Foi demonstrado que os estudos com modelos de elementos finitos são eficazes para definir o comportamento de vigas nas fases de aquecimento e resfriamento, e que as resistências ao fogo das vigas de aço com e sem furos, desprotegidas e simplesmente apoiadas, podem ser inferiores a 30 minutos quando aplicada a curva de incêndio padrão, [43].

Panedpojaman et al., em 2015, propõem uma série de diretrizes baseadas no método geral do Eurocódigo 3 a fim de projetar vigas alveolares de uma forma segura e mais precisa. Foram consideradas as características geométricas e dos carregamentos. Constatou-se que, para esbeltezas que excedem 2,50, o projeto é seguro para casos em que ocorrem apenas comportamento de encurvadura lateral torsional. Para diferentes extensões de vigas, a encurvadura pode interagir com outros tipos de falha, resultando em uma menor resistência, [13].

O comportamento dos montantes da alma em relação à sua encurvadura em temperaturas elevadas foi estudado por Wang, em 2014 e 2016. Constatou-se que as temperaturas de encurvadura, obtidas pelos modelos analíticos, diferiram daquelas obtidas da simulação do MEF. Concluiu que é mais seguro considerar a largura da faixa de tensão de compressão no montante da alma como a largura efetiva do montante. Estudos numéricos paramétricos mostraram que a largura da faixa de tensão de compressão varia com o diâmetro de abertura, a distância de abertura e a espessura da alma. A distribuição de temperatura no montante da alma não era uniforme e o tempo de resistência ao fogo aumentou linearmente com o aumento da espessura do revestimento de proteção contrafogo, [44, 45].

Sonck investigou sobre a encurvadura lateral torsional em vigas alveolares com aberturas hexagonais, [16], e circulares, [12], considerando tensões residuais causadas pelo processo de fabricação e limitando-se a um gráfico de momento fletor constante. A pesquisa confirma que a equação para calcular o momento crítico dado pela metodologia de seção- 2Tê é adequada para o seu caso de estudo, e que também poderia ser utilizada

para o cálculo da resistência à encurvadura lateral torsional, mas afirma que não ficou claro qual curva de encurvadura deve-se escolher utilizando-se essa abordagem. Verificou-se ainda que a modificação da tensão residual teve um efeito prejudicial na resistência de encurvadura. Desse modo, seus resultados podem ser utilizados para propor um padrão de tensão residual para vigas alveolares, feito de acordo com um método de produção padrão. Como proposta preliminar, a curva de encurvadura “c” é escolhida para todas as seções para a determinação do fator de imperfeição no cálculo de encurvadura lateral.

Nadjai et al., em 2016, examinaram o desempenho em caso de incêndio de vigas alveolares protegidas com revestimento intumescente e não protegidas. Para isso, foram utilizadas vigas com conexões de cisalhamento completo entre a viga de aço e a flange de concreto utilizando pinos de cisalhamento encabeçados, para que a estrutura falhasse por encurvadura do montante da alma. Verificou-se que o processo de falha de vigas protegidas acontece da mesma forma que as das não protegidas, mas ocorre durante um maior tempo devido ao isolamento que o material fornece, além de que o revestimento intumescente é o material de proteção contra incêndio mais efetivo, [46].

Para mais, foi analisada a área exposta da viga em um caso de incêndio, onde constatou-se que a viga não tem toda sua área exposta igualmente às altas temperaturas, visto que o banzo inferior e a alma estão mais em evidência do que o banzo superior, tornando a viga um elemento com a temperatura interna não-uniforme. Dessa forma, deve-se verificar como se comporta a deterioração das propriedades do material ao longo de seus componentes, pois isso pode resultar em um colapso prematuro da estrutura, [46].

O comportamento termomecânico de vigas alveolares foi o tema de estudo de Manal em 2017, em que foi analisada a instabilidade das vigas em altas temperaturas variando-se a carga uniformemente distribuída em função do tempo. Nota-se que a estabilidade da encurvadura lateral torsional é mais influenciada pela geometria do que pela tensão residual, onde o efeito da tensão desaparece sob altas temperaturas. A análise mostra que a deflexão aumenta rapidamente quando se diminui a capacidade de carregamento da viga, resultando em uma maior contribuição para falhas, como encurvadura lateral torsional. Foi constatado que a temperatura do montante da alma é maior do que a encontrada na alma de vigas sólidas, apresentando, assim, um calor extra nas bordas dos furos. Para vãos menores, a capacidade resistente é menor por causa da força de corte, a medida em que se aumenta o comprimento da viga, o efeito da força de corte desaparece e a resistência aumenta, [47].

Em 2018, Sherif e Maha fizeram um estudo avaliando a influência de alguns parâmetros nas vigas de aço com aberturas quando expostas ao fogo, sendo estes o formato e tamanho da abertura, razão de carga e nível de restrição axial. Entre os diferentes formatos, as aberturas de alma circulares e hexagonais resultaram no melhor comportamento de restrição axial e as suas temperaturas limites são as mesmas das vigas sem aberturas para a mesma taxa de carregamento. Vigas com aberturas elípticas mostraram uma diminuição na temperatura limite, variando entre 0,4 % e 6,0 %, e com aberturas retangulares diminuiu para 21 %. O modo de colapso mais comum para vigas alveolares em altas temperaturas foi o mecanismo de Vierendeel acompanhado com encurvadura da seção Tê inferior, a qual não possui restrição lateral. Foi constatado que o comprimento da abertura crítico tem um maior efeito no comportamento estrutural em altas temperaturas do que qualquer outro parâmetro geométrico da abertura, além de que, quanto menor a taxa de carga, maior a ação catenária desenvolvida e, quanto maior a rigidez da restrição axial, menor é a deflexão e maiores são as forças catenárias, [30].

As vigas alveolares arqueadas com suportes articulados com dobradiças foram testadas por Zaher et al., em 2018. São estudados os efeitos das aberturas na alma, ângulos da curvatura e raios de curvatura, para verificar os modos de falha através de um modelo analítico e de um modelo de elementos finitos. Os resultados do estudo experimental indicaram que foi observada uma diminuição significativa na sua resistência final em comparação com as vigas sólidas. Verificou-se que aumentando o ângulo da curvatura, a força última aumentou, assim como a carga de encurvadura para o montante da alma. A redução do comprimento da viga é inversamente proporcional à força última dela, [19].

A resistência à encurvadura lateral torsional em vigas alveolares de aço foi objeto de estudo de Ferreira et al., em 2019. São analisadas vigas simplesmente apoiadas, com apoio de forquilha nas extremidades, submetidas à momento aplicado, carga concentrada no centro do vão e carregamento uniformemente distribuído, considerando-se imperfeições geométricas e tensões residuais. Compara-se os resultados com normas internacionais, procedimentos analíticos e com a possível atualização do Eurocódigo 3. Dentre outros casos, para vigas com carga distribuída aplicada na flange, com a presença da tensão de corte adicionado o possível movimento de torsão, conclui-se que para valores  $1,3 \leq \bar{\lambda}_{LT,2T}$ , em que  $\bar{\lambda}_{LT,2T}$  é a esbelteza normalizada da seção-2Tê, o uso do fator de imperfeição, presente na atualização da norma, é seguro. Para vigas com  $\bar{\lambda}_{LT,2T} < 1,3$ , deve-se verificar o mecanismo de Vierendeel e encurvadura lateral torsional, [15].

### **3. VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE ESTRUTURAS DE AÇO**

#### **3.1. Caracterização do aço em temperaturas elevadas**

Ao ser exposto ao fogo, as temperaturas internas do aço aumentam, resultando na redução da resistência e da rigidez do material. Essas mudanças das propriedades podem levar o elemento a sofrer deformações específicas e romper por possíveis modos de colapso, dependendo das cargas aplicadas, das condições de suporte e da gravidade do incêndio. Esse aumento de temperatura varia de acordo com a área exposta ao fogo e da existência de material de proteção contra incêndio, [48].

O Eurocódigo 3 parte 1-2, [49], versa sobre projeto de estruturas de aço – regras gerais de verificação da resistência ao fogo. Ele serve como um complemento do Eurocódigo 3 parte 1-1, [50], que aborda o assunto de projeto de estruturas de aço em temperatura ambiente, identificando as diferenças e requisitos suplementares da influência de altas temperaturas no material da estrutura. É de extrema importância realizar um estudo do material em casos de alta temperatura, visto que as propriedades mecânicas do material são alteradas de acordo com a temperatura a que está exposto, tais como o módulo de elasticidade e a tensão de cedência.

O estudo do comportamento do aço em altas temperaturas possibilita avaliar como ocorrer-se-á a instabilidade da viga. As propriedades térmicas do aço, apresentadas no Eurocódigo 3 parte 1-2, [49], são explicadas na sequência.

### 3.1.1. Massa específica

Independentemente da temperatura em que se encontra o material, o aço tem sua massa específica considerada constante sendo igual a  $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$ .

### 3.1.2. Propriedade de resistência e deformação

Como dito anteriormente, o aço possui sua resistência em função da temperatura o qual está submetido. Dessa forma, a referida norma apresenta os fatores de redução para o cálculo da tensão de cedência efetiva, tensão limite de proporcionalidade e do módulo de elasticidade do aço, indicados na tabela 2 e representados graficamente na figura 23.

Tabela 2. Fatores de redução para a relação tensões-deformações do aço carbono a temperaturas elevadas.  
Fonte: Eurocódigo 3 parte 1-2, [49].

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

Nota: Para os valores intermédios da temperatura do aço, poderá efetuar-se uma interpolação linear

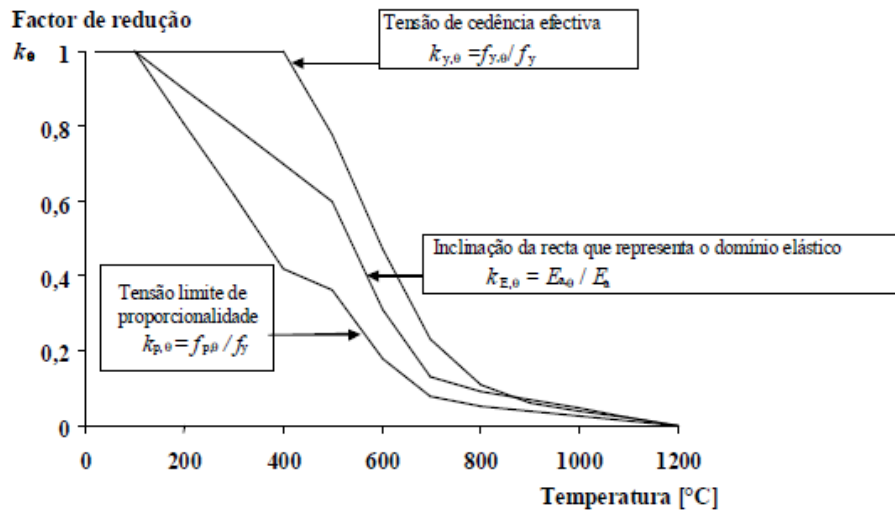


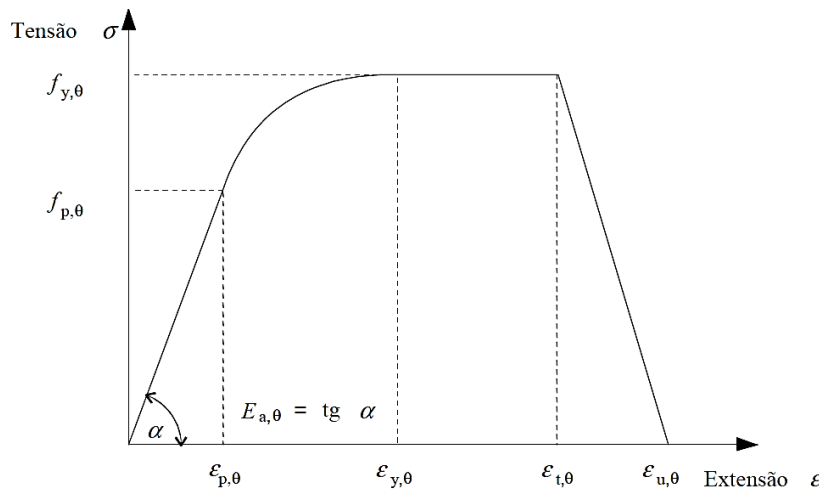
Figura 23. Fatores de redução para a relação tensões-deformações do aço carbono a temperaturas elevadas  
 Fonte: Eurocódigo 3 parte 1-2, [49].

Em que  $f_{p,\theta}$  é a tensão limite de proporcionalidade do aço a temperaturas elevadas e  $E_a$  é o módulo de elasticidade do aço a temperatura normal.

A curva tensão-deformação do aço, sugerida pelo Eurocódigo 3 parte 1-2, [49], é calculada pela formulação presente na tabela 3 e pode ser dividida em quatro fases. A primeira fase designa o regime elástico, em que a reta indica a proporção existente entre tensão e deformação (Lei de Hooke). A segunda fase é elíptica e evidencia o aparecimento da tensão de cedência do material. A terceira fase constitui um patamar de tensão constante, o qual despreza o endurecimento do aço por deformação. A quarta fase representa a ruptura do material, a perda da sua resistência, [51].

Tabela 3. Relação tensão-deformação para o aço carbono a temperaturas elevadas.  
 Fonte: Eurocódigo 3 parte 1-2, [49].

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



O estudo do presente trabalho é feito utilizando as propriedades do aço S355, as curvas da relação tensão-deformação em diferentes temperaturas são retratadas na figura 24.

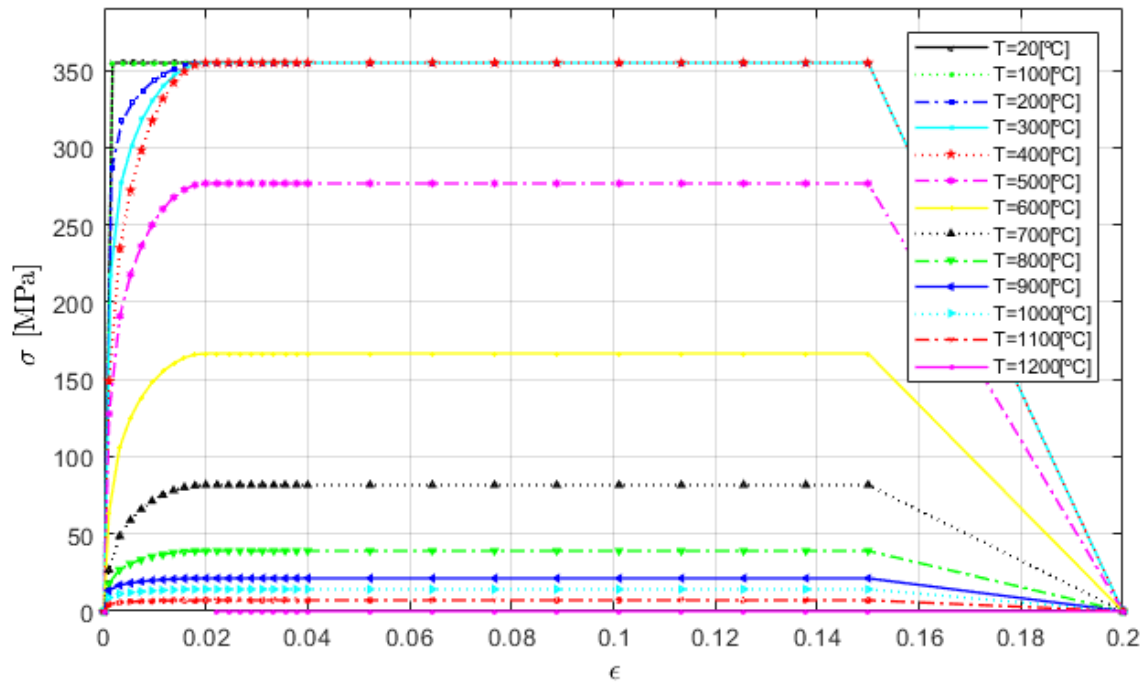


Figura 24. Relação tensão-deformação para aço carbono S355 a temperaturas elevadas.

### 3.1.3. Extensão térmica

A extensão térmica ocorre devido a dilatação térmica que o material sofre pela variação de temperatura. O aumento da temperatura causa um aumento no grau de agitação das moléculas do material, ocasionando um aumento nas distâncias entre as moléculas. A extensão térmica do aço ( $\Delta l/l$ ) é definida em intervalos de acordo com sua temperatura, conforme é apresentado pela norma na equação 29.

$$\begin{aligned}
 \Delta l/l &= 1,2 \times 10^{-5} \theta_a + 0,4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2,416 \times 10^{-4} & 20 \leq \theta_a < 750 \text{ }^\circ\text{C} \\
 \Delta l/l &= 1,1 \times 10^{-2} & 750 \leq \theta_a \leq 860 \text{ }^\circ\text{C} \\
 \Delta l/l &= 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6,2 \times 10^{-3} & 860 < \theta_a \leq 1200 \text{ }^\circ\text{C}
 \end{aligned} \tag{29}$$

Dessa maneira, é elaborado o gráfico da figura 25, seguindo as equações de cada intervalo de temperatura.

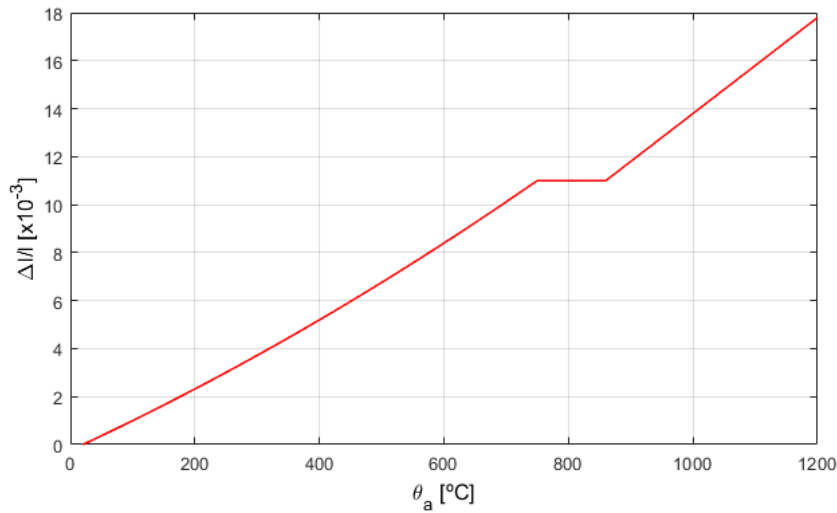


Figura 25. Extensão térmica relativa do aço carbono em função da temperatura.

### 3.1.4. Calor específico

O calor específico refere-se à quantidade de energia (calor) em Joule, necessária para alterar a temperatura em 1 Kelvin uma quantidade de massa de 1 quilograma do material, isso reflete a sua capacidade de armazenar energia. Sendo assim, quanto maior o calor específico da substância, maior é a quantidade de calor que deve ser fornecida para alterar sua temperatura. O calor específico do aço  $c_a$  [J / kg K] é definido em intervalos de temperatura, conforme a expressão 30.

$$\begin{aligned}
 c_a &= 425 + 7,73 \times 10^{-1} \theta_a - 1,69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2,22 \times 10^{-6} \theta_a^3 & 20 \leq \theta_a < 600 \text{ } ^\circ\text{C} \\
 c_a &= 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} & 600 \leq \theta_a < 735 \text{ } ^\circ\text{C} \\
 c_a &= 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} & 735 \leq \theta_a < 900 \text{ } ^\circ\text{C} \\
 c_a &= 650 & 900 \leq \theta_a \leq 1200 \text{ } ^\circ\text{C}
 \end{aligned} \tag{30}$$

Graficamente, as expressões obedecem ao espectro apresentado na figura 26:

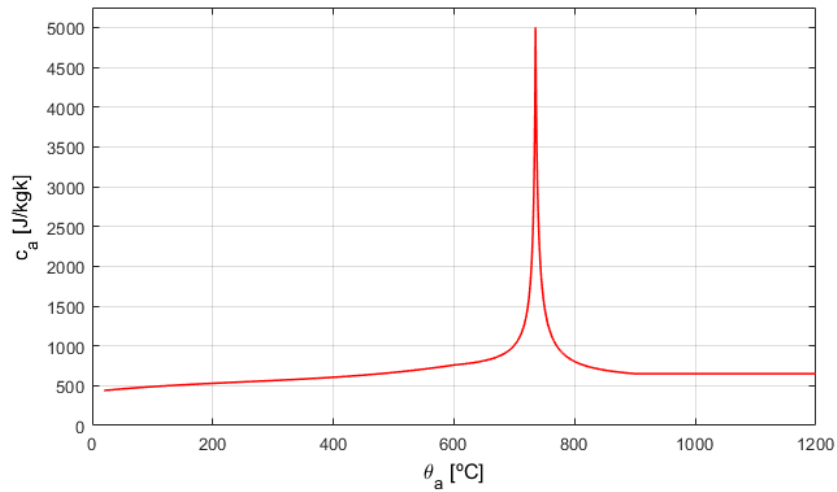


Figura 26. Calor específico do aço carbono em função da temperatura.

### 3.1.5. Condutibilidade térmica

A condutibilidade térmica caracteriza a facilidade de transferência de calor de um material através da espessura de uma camada em relação a diferença de temperaturas entre as duas faces. A condutibilidade térmica do aço  $\lambda_a$  [W / m K] é definida pela equação 31.

$$\begin{aligned} \lambda_a &= 54 - 3,33 \times 10^{-2} \theta_a & 20 \leq \theta_a < 800 \text{ } ^\circ\text{C} \\ \lambda_a &= 27,3 & 800 \leq \theta_a \leq 1200 \text{ } ^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (31)$$

Obtendo-se o gráfico da figura 27:

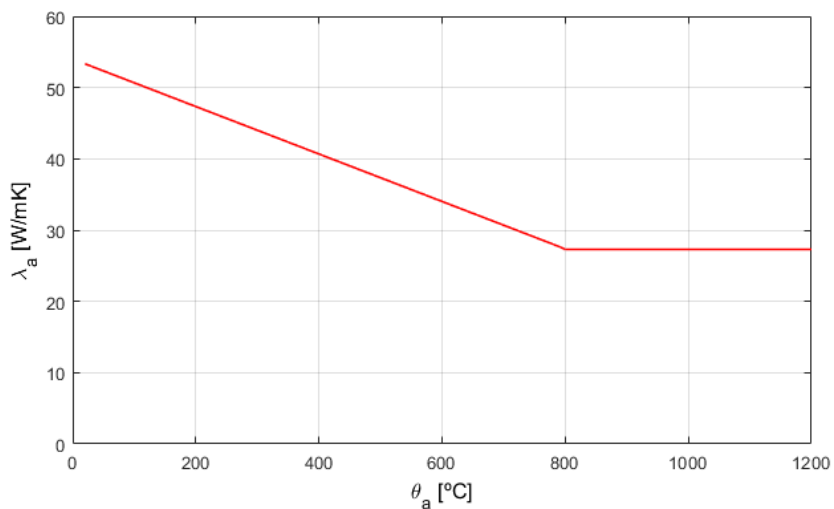


Figura 27. Condutibilidade térmica do aço carbono em função da temperatura

### 3.2. Desenvolvimento da temperatura do aço

Para a determinação da temperatura do aço, devem ser considerados alguns fatores como, por exemplo, a área exposta do elemento à ação do fogo, pois isso influencia diretamente na quantidade de material que absorve calor e transfere aos demais componentes do elemento. Em uma distribuição equivalente de temperatura uniforme na seção transversal, o aumento da temperatura de um elemento de aço não protegido  $\theta_{a,t}$  deve ser calculado pela equação 32, como indicado na norma EN 1993 parte 1-2, [49].

$$\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} h_{net,d} \Delta t \quad (32)$$

No caso da viga seção-I, o fator de correção para o efeito de sombra ( $k_{sh}$ ) deve ser determinado através da equação 33 e em outros casos é calculado com a equação 34.

$$k_{sh} = 0,9[A_m/V]_b[A_m/V] \quad (33)$$

$$k_{sh} = [A_m/V]_b[A_m/V] \quad (34)$$

Sendo  $A_m/V$  o fator de massividade para os elementos de aço não protegidos [l/m],  $h_{net,d}$  o valor de cálculo do fluxo de calor efetivo por unidade de área [W/m<sup>2</sup>],  $\Delta t$  o intervalo de tempo [s],  $[A_m/V]_b$  o fator de massividade como se o perfil tivesse proteção em caixão. O valor de  $h_{net,d}$  é obtido da norma EN 1991 parte 1-2, [52].

### 3.3. Domínios de verificação de segurança

A norma EN 1991 parte 1-2 trata sobre as ações térmicas e mecânicas de estruturas expostas ao fogo, considerando previamente que as altas temperaturas são provenientes de uma ação acidental. O Anexo Nacional Português considera os coeficientes parciais de segurança do material para situação de incêndio iguais a 1,0. Para a análise mecânica, são definidos três tipos de domínios de verificação de segurança que a estrutura deve cumprir, [52].

- Domínio do tempo: O qual é estipulado que o tempo de resistência ao fogo da estrutura deve ser maior do que o tempo requerido de projeto. O tempo requerido varia conforme a utilização do edifício, sendo que em edifícios de maior porte, ou seja, com uma maior demanda de usuários, deve-se garantir um tempo maior para que se tenha tempo hábil de evacuação da construção.

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,requ} \quad (35)$$

Em que  $t_{fi,d}$  é o valor de cálculo da resistência ao fogo (do elemento ou da estrutura) e  $t_{fi,requ}$  é o tempo requerido de resistência ao fogo.

- Domínio da resistência: A verificação da resistência segue o mesmo conceito da verificação do tempo. A resistência do elemento, no instante de tempo requerido para a situação de incêndio, deve ser maior do que o valor de cálculo dos efeitos das ações da situação de incêndio no mesmo instante, para que dessa forma sempre seja imposta uma margem de segurança, além de assegurar o cumprimento do primeiro domínio.

$$R_{fi,d,t} \geq E_{fi,d,t} \quad (36)$$

Sendo  $R_{fi,d,t}$  o valor de cálculo da resistência do elemento em situação de incêndio e  $E_{fi,d,t}$  o valor de cálculo dos efeitos relevantes das ações em situação de incêndio, ambos no instante t.

- Domínio da temperatura: Orienta a calcular o projeto para uma temperatura do material que seja menor do que sua temperatura crítica.

$$\theta_d \geq \theta_{cr,d} \quad (37)$$

Onde  $\theta_d$  é o valor de cálculo da temperatura dos materiais e  $\theta_{cr,d}$  é o valor de cálculo da temperatura crítica dos materiais.

### 3.4. Curvas de incêndio nominais

Um incêndio depende de diversos fatores, são esses: a geometria do ambiente, materiais combustíveis presentes e a ventilação existente. No progresso do fogo, há um certo momento crítico em que todos os materiais estão em combustão espontânea, ou seja, todos os elementos do ambiente estão contribuindo para o aumento de temperatura do local, fato chamado de “*flashover*”, em que há um aumento extremamente rápido da temperatura, conforme mostrado na figura 28. O momento Pós-*Flashover* é a fase em que há o maior impacto na estrutura do edifício, comprometendo sua integridade, [53].

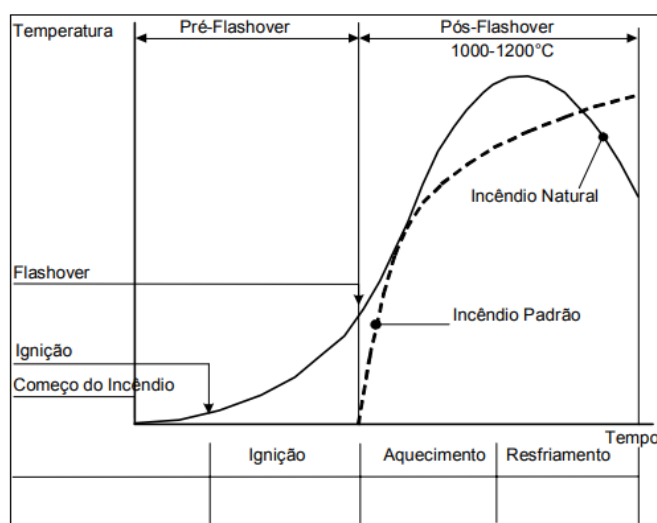


Figura 28. Fases de um incêndio natural comparado ao incêndio-padrão (ISO 834, 1994).  
Fonte: Kaefer e Silva, [54].

Em elementos esbeltos, é possível determinar a temperatura máxima atingida durante o incêndio através da curva temperatura-tempo dos gases; esse tempo é utilizado para dimensionar o elemento estrutural. Diferentes normas internacionais utilizam o conceito de tempo requerido de resistência ao fogo, sendo a mais conhecida a expressão definida pela ISO 834 (1994), equação 38, também apresentada pela norma EN 1991 parte 1-2, [52]. Sendo que é denominada curva do incêndio-padrão quando é utilizada como modelo de incêndio, servindo como uma base de comparação e não sendo a representação real do comportamento do incêndio, [54].

$$\theta_g = 345 \log_{10}(8t + 1) + 20 \quad (38)$$

Em que o coeficiente de transferência de calor por convecção é  $\alpha_c = 25 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

A curva-padrão representa a curva da temperatura em incêndios à base de materiais celulósicos, por isso, quando há a presença de hidrocarbonetos, materiais que provocam um incêndio de maior intensidade, é necessário utilizar a curva “H”, determinada pela equação 39. Ambas as curvas são representadas na figura 29.

$$\theta_g = 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) + 20 \quad (39)$$

Em que o coeficiente de transferência de calor por convecção é  $\alpha_c=50 \text{ W/m}^2\text{K}$ . E em ambas as curvas têm-se que  $\theta_g$  é a temperatura dos gases no compartimento do incêndio [°C] e t é o tempo [min].

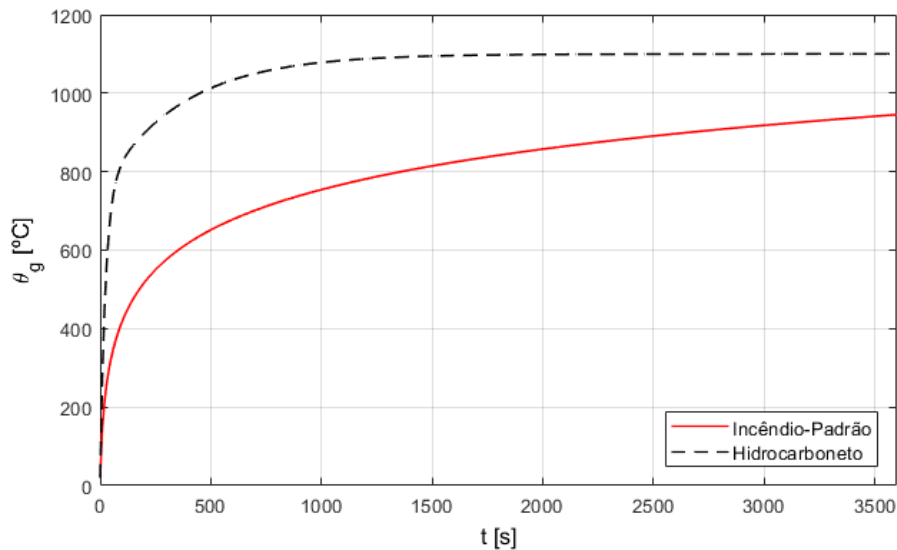


Figura 29. Curvas dos incêndios padrão e hidrocarboneto.

Além dessas duas curvas descritas, a norma define a chamada curva de incêndio para elementos exteriores. Essa curva é definida pela norma como sendo a relação temperatura-tempo nominal aplicável à face exterior de paredes exteriores, que podem ser expostas ao fogo a partir de diferentes zonas da fachada, isto é, diretamente a partir do interior do respectivo compartimento de incêndio ou a partir de um compartimento localizado por baixo ou ao lado da parede exterior considerada, [52].

A curva é determinada pela equação 40.

$$\theta_g = 660(1 - 0,687e^{-0,32t} - 0,313e^{-3,8t}) + 20 \quad (40)$$

Em que o coeficiente de transferência de calor por convecção é  $\alpha_c=25 \text{ W/m}^2\text{K}$ .

### 3.5. Dimensionamento de vigas sólidas e alveolares em temperatura ambiente

O dimensionamento das vigas sólidas e alveolares é feito utilizando as expressões fornecidas pelo Eurocódigo 3 parte 1-1, [50], e, como a norma não especifica as expressões para casos de vigas alveolares, é complementado com o que é disponibilizado pelo SCI guia P355, [7], além do que é sugerido pela comunidade acadêmica através dos artigos referenciados.

O dimensionamento de vigas alveolares é apresentado nos manuais disponibilizados pelo *Steel Construction Institute* (SCI), em que são propostos alguns métodos para a determinação de resistência de vigas alveolares. Suas expressões são baseadas nos Eurocódigos 3 e 4, além de serem comprovadas experimentalmente. No guia SCI P355, [7], são apresentadas fórmulas para o cálculo das resistências de vigas com aberturas circulares ou retangulares variando parâmetros, como distância entre furações e geometria da viga. Assim, apresentam-se os cálculos da resistência utilizados no estudo de ambos tipos de vigas na sequência.

#### 3.5.1. Resistência à encurvadura plástica

A resistência à encurvadura plástica da viga é calculada através de suas dimensões geométricas e pela característica resistente do material, a sua tensão de cedência. A expressão 41 determina o momento resistente da viga sólida, [50].

$$M_{c,Rd,s} = \frac{W_y f_y}{\gamma_{M0}} \quad (41)$$

Em que  $M_{c,Rd,s}$  é o momento resistente plástico da seção transversal da viga sólida e  $\gamma_{M0}$  é o coeficiente parcial de segurança, adotado como sendo igual a 1,0.

Para a viga alveolar, na seção-2Tê é calculado o momento resistente seguindo a mesma lógica do cálculo para viga sólida, os parâmetros da equação são todos calculados no centro da seção, devido a viga ser duplamente simétrica, dado pela equação 42.

$$M_{c,Rd,2T} = \frac{2A_T Z_c f_y}{\gamma_{M0}} \quad (42)$$

Sendo  $M_{c,Rd,2T}$  o momento resistente plástico da seção transversal de dois Tês.

O momento plástico resistente de um Tê, segundo o SCI-P355, é calculado através da equação 43. Nota-se que a relação diâmetro da abertura e altura da seção influencia em sua capacidade resistente, pois altera a altura do Tê, conseqüentemente, diminuindo a sua área, [7].

$$M_{pl,Rd,1T} = \frac{A_{wT}f_y}{\gamma_{M0}} (0,5h_{wT} + t_f - Z_{pl}) + \frac{A_f f_y}{\gamma_{M0}} \left( 0,5t_f - Z_{pl} + \frac{Z_{pl}^2}{t_f} \right) \quad (43)$$

Em que  $M_{pl,Rd,1T}$  é o momento resistente plástico da seção transversal de um Tê.

O momento plástico resistente do montante da alma ( $M_{wp,Rd}$ ) é dependente diretamente da largura do montante, visto que, quanto mais largo for o montante, menor é a esbelteza dele. Sendo assim, é determinado através da expressão 44, [7].

$$M_{wp,Rd} = \frac{S_0^2 t_w f_y}{6\gamma_{M0}} \quad (44)$$

### 3.5.2. Resistência à encurvadura lateral torsional

O cálculo da resistência à encurvadura lateral torsional ( $M_{b,Rd}$ ) para vigas sólidas e alveolares, considerando vigas que não são travadas lateralmente, é feito da mesma forma, utilizando-se a equação 45. As únicas diferenças são os valores adotados para os parâmetros da seção geométrica, como a constante de torção e a constante de empenamento, já definidos anteriormente, [50].

$$M_{b,Rd} = \frac{\chi_{LT} W_y f_y}{\gamma_{M1}} \quad (45)$$

Em que  $\gamma_{M1}$  é o coeficiente parcial de segurança para a resistência dos elementos em relação a fenômenos de encurvadura e  $\chi_{LT}$  é o fator de redução para encurvadura lateral torsional obtido através da expressão 46, pelo método geral de dimensionamento.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \text{ mas } \chi_{LT} \leq 1,0 \quad (46)$$

Onde

$$\Phi_{LT} = 0,5 \left[ 1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (47)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad (48)$$

Sendo  $\Phi_{LT}$  um valor para determinar o fator  $\chi_{LT}$ ,  $\bar{\lambda}_{LT}$  é a esbelteza normalizada para a encurvadura lateral,  $\alpha_{LT}$  é o fator de imperfeição para a encurvadura lateral,  $M_{cr}$  é o momento crítico elástico de encurvadura lateral.

O fator de imperfeição para encurvadura lateral é determinado pela curva de encurvadura apropriada do elemento, definida pela tabela 4.

Tabela 4. Valores recomendados dos fatores de imperfeição para encurvadura lateral.  
Fonte: Eurocódigo 3 parte 1-1, [50].

Curva de encurvadura	a	b	c	d
Fator de imperfeição $\alpha_{LT}$	0,21	0,34	0,49	0,76

E, a fim de estabelecer qual a curva a ser utilizada para determinada geometria da seção e tipo de viga, deve-se consultar a tabela 5.

Tabela 5. Curvas de encurvadura lateral.  
Fonte: Eurocódigo 3 parte 1-1, [50].

Seção transversal	Limites	Curva de encurvadura
Seções em I laminadas	$h/b \leq 2$	a
	$h/b > 2$	b
Seções em I soldadas	$h/b \leq 2$	c
	$h/b > 2$	d
Outras seções transversais	-	d

O momento crítico para seções duplamente simétricas é determinado através da geometria da viga, das condições de apoio e do diagrama de momento, sendo calculado pela expressão 49, [55].

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left\{ \sqrt{\left[ \left( \frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 GI_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 Z_g)^2 \right]} - C_2 Z_g \right\} \quad (49)$$

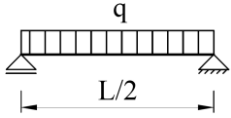

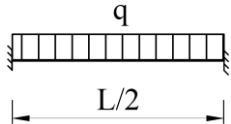

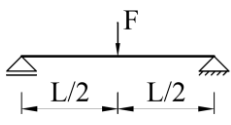
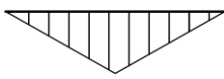
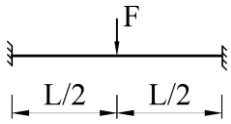
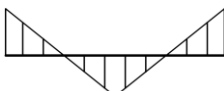
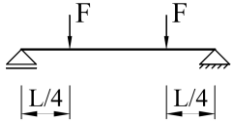
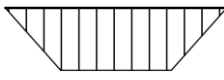
Com

$$G = E/2(1 + \nu) \quad (50)$$

Sendo G o módulo de cisalhamento,  $\nu$  o coeficiente de Poisson,  $I_z$  o momento de inércia retangular em relação ao eixo de menor inércia, L o comprimento da viga entre os pontos que possuem restrição lateral,  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$  fatores dependentes do carregamento e condições de restrição, obtidos pela tabela 6,  $k_z$  e  $k_w$  fatores de comprimento efetivo e  $Z_g$  a distância entre o ponto de aplicação da carga e o centro geométrico.

Os valores de  $k_z$  e  $k_w$  são iguais a 1,0 para o caso em que há nas extremidades o apoio de forquilha, o qual impede deslocamentos laterais e a rotação do tipo torção.

Tabela 6. Valores dos fatores  $C_1$ ,  $C_2$  e  $C_3$  para diagramas de momentos devidos a cargas nos vãos.  
Fonte: Baseado em ECCS, [55].

Tipo de carga e condições de apoio	Diagrama de momentos	Valor de k	Valor dos fatores		
			$C_1$	$C_2$	$C_3$
		1,0	1,132	0,459	0,525
		0,5	0,972	0,304	0,980
		1,0	1,285	1,562	0,753
		0,5	0,712	0,652	1,070
		1,0	0,365	0,553	1,730
		0,5	1,070	0,432	3,050
		1,0	1,565	1,267	2,640
		0,5	0,938	0,715	4,800
		1,0	1,046	0,430	1,120
		0,5	1,010	0,410	1,890

### 3.5.3. Resistência à encurvadura do montante da alma

A encurvadura do montante da alma é um fenômeno complexo que depende de alguns fatores geométricos, como o formato da abertura, se é circular ou retangular por exemplo, esbelteza da alma na região da abertura e a assimetria da posição da abertura na altura da viga. Sua resistência ( $N_{b,wp,Rd}$ ) é determinada pela equação 51, [7].

$$N_{b,wp,Rd} = \chi \frac{S_0 t_w f_y}{\gamma_{M1}} \quad (51)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \text{ mas } \chi \leq 1,0 \quad (52)$$

$$\phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (53)$$

Em que  $\chi$  é o coeficiente de redução associado ao modo de encurvadura considerado,  $\phi$  é um valor para determinar o coeficiente  $\chi$ ,  $\bar{\lambda}$  é a esbelteza normalizada e  $\alpha$  é o fator de imperfeição.

O cálculo da esbelteza normalizada é feito de acordo com a largura do montante da alma, conforme a classificação do espaçamento entre as aberturas feita no item 2.2.5 do presente trabalho, visto que a largura do montante influencia na esbelteza e na rigidez do elemento, e determinado pelas equações 54 ou 55. Recomenda-se escolher a curva “b” para a determinação do fator de imperfeição  $\alpha$  em vigas alveolares de seções laminadas a quente e a curva “c” para vigas alveolares fabricadas a partir de chapas de aço, [7].

- Vigas com aberturas muito espaçadas:

$$\bar{\lambda} = \frac{2,5d_0}{t_w} \frac{1}{\lambda_1} \quad (54)$$

- Vigas com aberturas pouco espaçadas:

$$\bar{\lambda} = \frac{1,75\sqrt{S_0^2 + d_0^2}}{t_w} \frac{1}{\lambda_1} \quad (55)$$

Sendo  $\lambda_1$  o valor da esbelteza de referência para determinar a esbelteza normalizada, e é definido em EN 1993-1-1 pela equação 56, [50], como sendo

$$\lambda_1 = \sqrt{(E/f_y)} = 94\varepsilon \quad (56)$$

$$\varepsilon = \sqrt{(235/f_y)} \quad (57)$$

Sendo  $\varepsilon$  um fator que depende de  $f_y$ .

### 3.5.4. Resistência ao esforço de corte

A norma EN 1993-1-1 estabelece o cálculo da resistência ao esforço de corte através da área de corte da seção transversal da viga ( $A_V$ ) e de sua tensão de cedência. Dessa forma, essa resistência na seção-2Tê ( $V_{pl,Rd,2T}$ ) é indicada na equação 58, [50].

$$V_{pl,Rd,2T} = \frac{A_V f_y}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \quad (58)$$

Para vigas sólidas, a área de corte corresponde à área da alma. Para vigas alveolares, a área de corte da seção-2Tê é a soma da área de corte de cada Tê, superior e inferior, conforme indicado na figura 30.

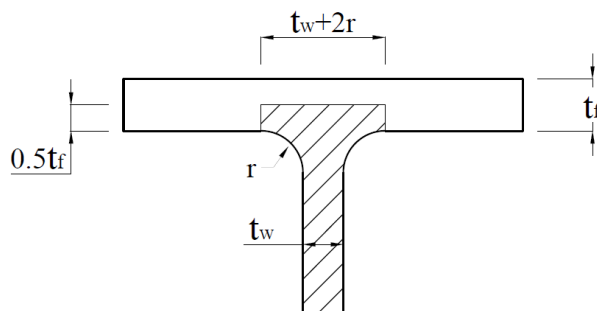


Figura 30. Área de corte de Tê para seção laminada a quente.  
Fonte: Baseado em Lawson e Hicks, [7].

O cálculo da área de corte de um Tê ( $A_{V,1T}$ ) para vigas com seção laminada a quente é dado pela equação 59, [7]:

$$A_{V,1T} = A_T - b_f t_f + (2r + t_w) 0,5 t_f \quad (59)$$

Em que  $r$  é o raio de concordância da seção transversal do perfil metálico.

Dessa forma, em vigas duplamente simétricas, as quais o Tê superior é igual ao Tê inferior, a resistência ao corte é calculada pela equação 60.

$$V_{pl,Rd,2T} = \frac{2A_{V,1T} f_y}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \quad (60)$$

No cálculo da resistência ao corte do montante da alma ( $V_{wp,Rd}$ ), expressa pela equação 61, leva-se em consideração, além da tensão de cedência, a área do montante da alma, visto que é a área que resiste a esse efeito, [7].

$$V_{wp,Rd} = \frac{f_y t_w S_0}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \quad (61)$$

### 3.5.5. Resistência da seção Tê

A resistência plástica da seção Tê da viga alveolar ( $N_{pl,Rd,1T}$ ) é definida da mesma forma que a norma EN 1993-1-1 define o cálculo da resistência à compressão de uma seção transversal, conforme equação 62, [50]. Deve-se atentar ao estabelecimento da área, pois é calculada para um Tê e não para seção-2Tê.

$$N_{pl,Rd,1T} = \frac{A_T f_y}{\gamma_{M0}} \quad (62)$$

## 3.6. Dimensionamento de vigas sólidas e alveolares em altas temperaturas

O dimensionamento dos dois tipos de vigas em altas temperaturas é realizado pelas expressões fornecidas no Eurocódigo 3 parte 1-2, [49], dado que para as vigas alveolares não há uma norma específica. O cálculo das resistências não mencionadas nesse tópico é realizado tal qual o cálculo para vigas em temperaturas ambientes, porém, com as propriedades do material atualizadas para a temperatura analisada.

### 3.6.1. Resistência à encurvadura plástica

Em situação de incêndio, a norma EN 1993 parte 1-2 determina o cálculo da resistência à encurvadura baseado na mesma resistência em temperatura ambiente multiplicado pelo fator de redução da respectiva temperatura analisada, quando essa é uma temperatura uniforme ao longo do elemento, além da inclusão dos fatores de segurança, segundo equação 63, [49].

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} [\gamma_{M,0}/\gamma_{M,fi}] M_{c,Rd} \quad (63)$$

Em que  $M_{fi,\theta,Rd}$  é o valor de cálculo do momento resistente da seção transversal para uma temperatura uniforme  $\theta_a$ ,  $\gamma_{M,fi}$  é o coeficiente parcial para a propriedade considerada do material em situação de incêndio e  $k_{y,\theta}$  é o fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura  $\theta_a$ .

### 3.6.2. Resistência à encurvadura lateral torsional

O cálculo do momento resistente à encurvadura lateral torsional em altas temperaturas num instante t, para uma viga de seção transversal classe 1 ou 2 sem travamento lateral, é feito de acordo com a equação 64, [49].

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} W_{pl,y} k_{y,\theta,com} f_y / \gamma_{M,fi} \quad (64)$$

Sendo  $M_{b,fi,t,Rd}$  o momento resistente à encurvadura lateral no instante t em situação de incêndio,  $\chi_{LT,fi}$  o coeficiente de redução para a encurvadura lateral em situação de incêndio,  $k_{y,\theta,com}$  o fator de redução para a tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido. Em que o coeficiente de redução  $\chi_{LT,fi}$  é obtido com a expressão 65:

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\Phi_{LT,\theta,com} + \sqrt{[\Phi_{LT,\theta,com}]^2 - [\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}]^2}} \quad (65)$$

Com

$$\phi_{LT,\theta,com} = 0,5 \left[ 1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + (\bar{\lambda}_{LT,\theta,com})^2 \right] \quad (66)$$

$$\alpha = 0,65 \sqrt{235/f_y} \quad (67)$$

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \bar{\lambda}_{LT} [k_{y,\theta,com}/k_{E,\theta,com}]^{0,5} \quad (68)$$

Em que  $k_{E,\theta,com}$  é o fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura máxima do aço no banzo comprimido.

De forma a complementar o dimensionamento, a proposta de Vila Real, [18], descrita anteriormente no tópico 2.5, é aprofundada. Dessa forma, o fator de imperfeição é calculado pela equação 28 e o fator de severidade é obtido da tabela 7.

$$\alpha = \beta \sqrt{235/f_y} \quad (28)$$

Tabela 7. Valores do fator de severidade  $\beta$ .  
Fonte: Vila Real, [18].

Seção transversal	Limites	$\beta$	
		S235, S275, S355, S420	S460
Seções em I laminadas	$h/b \leq 2$	0,65	0,70
	$h/b > 2$	0,75	0,80
Seções em I soldadas	$h/b \leq 2$	0,70	0,75
	$h/b > 2$	0,80	0,85
Outras seções transversais	-	0,80	0,85

Sendo proposto um fator de redução modificado para levar em consideração a distribuição de momentos da viga, dado pela equação 69.

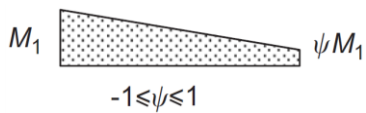
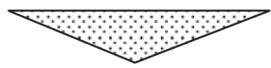

$$\chi_{LT,fi,mod} = \frac{\chi_{LT,fi}}{f} \text{ mas } \chi_{LT,fi,mod} \leq 1 \quad (69)$$

Onde

$$f = 1 - 0,5(1 - k_c) \quad (70)$$

Em que  $k_c$  é um fator de correção estabelecido para coincidir ao máximo com uma amostra representativa de resultados numéricos da pesquisa e é obtido da tabela 8.

Tabela 8. Fator de correção  $k_c$ .  
Fonte: Vila Real, [18].

Distribuição de momentos	Seções de classe 1, 2, 3
	$k_c$
 <p><math>M_1</math> <math>\psi M_1</math> <math>-1 \leq \psi \leq 1</math></p>	$0,6 + 0,3\psi + 0,15\psi^2$ mas $k_c \leq 1$
	0,79
	0,91

Sendo  $\psi$  a razão entre os momentos aplicados nas extremidades da viga. Adota-se  $k_c = 1,0$  para outros diagramas de momento.

## **4. ANÁLISE DE VIGAS METÁLICAS SUBMETIDAS A DIFERENTES TEMPERATURAS**

### **4.1. Estratégia**

A investigação é feita comparando-se os resultados de resistência à encurvadura lateral torsional, momento crítico e resistência à encurvadura do montante da alma obtidos pelo método numérico MEF, utilizando-se o programa computacional ANSYS, e pelos métodos de cálculo simplificados do Eurocódigo 3 e do guia P355 da SCI. Avaliando-se, especialmente, o efeito da modificação dos parâmetros geométricos da viga alveolar.

As imperfeições no modelo numérico são implementadas através da configuração deformada global e local da viga pelo método de valores e vetores próprios, conforme explicado no tópico 2.1.4.2, e das tensões residuais no banzo, baseado no que é proposto por Kwani e Wijaya, [27], de acordo com o tópico 2.1.5.2. Para analisar o efeito das tensões residuais no comportamento mecânico das vigas alveolares, são analisados dois modelos de padrões de tensões residuais em temperatura ambiente e em 500 [°C].

A temperatura é aplicada de forma uniforme na simulação e a carga é intensificada linearmente a cada incremento, uma vez que se tem a intenção de conhecer a carga de colapso que a viga suporta nessas determinadas condições iniciais.

### **4.2. Casos de estudo**

Para realizar as análises, é adotado um tipo de perfil em comum para as simulações, um modelo de referência (MR), em que para vigas sólidas varia-se apenas o

comprimento da viga e para vigas alveolares, além do comprimento, são variados os parâmetros geométricos característicos desse tipo de viga, a altura final da seção, o diâmetro e o espaçamento entre furos.

É escolhido o perfil laminado IPE 500, tanto para o modelo da viga sólida quanto para a viga que origina a viga alveolar, dimensões indicadas na figura 31. A classe do aço é o S355, por ser um dos mais utilizados comercialmente em viga alveolar devido a sua grande capacidade resistente, [5]. O perfil possui a seção de classe 1 para flexão. É estabelecido que ambos os tipos de vigas são duplamente simétricos, possuem chapas de reforço nas extremidades com as mesmas características do banzo (geométricas e de resistência) e desconsideram o raio de concordância entre o banzo e a alma.

A viga alveolar é modelada de modo a acomodar o maior número inteiro de furos com a distância  $S$  de um a outro, deixando um espaçamento mínimo de 200 [mm] nas extremidades da viga, assegurando a resistência às reações de corte causadas pelos apoios. Contudo, há vigas que são mais suscetíveis a flexão por possuir um número ímpar de furos, ou seja, o centro da viga possui a seção transversal igual a seção-2Tê, diminuindo assim sua capacidade resistente.

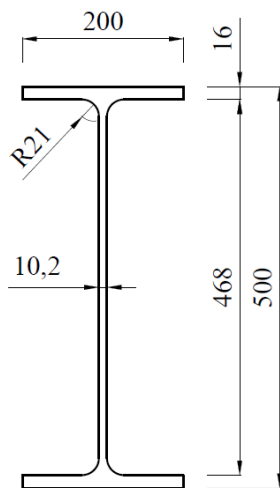
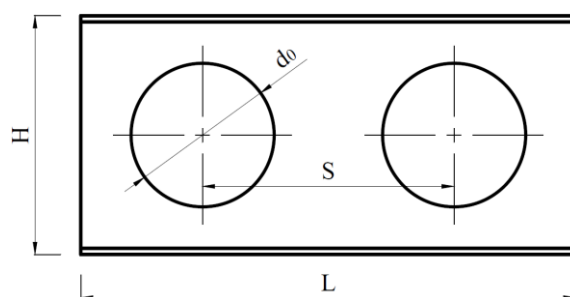


Figura 31. Dimensões da viga laminada de seção IPE 500 em mm.

Com o propósito de restringir o tema de estudo, as vigas alveolares estudadas são enquadradas na definição de vigas com aberturas pouco espaçadas, vide item 2.2.5. Os casos estudados para comparar as vigas sólidas e alveolares, a fim de se avaliar o efeito da alteração de cada dimensão geométrica no modo de instabilidade e na resistência final da viga, são apresentados na tabela 9.

Tabela 9. Casos analisados para comparar vigas sólidas e alveolares.

Caso	Tipo	$d_0$	S	H	L [m]	$\theta_a$ [°C]
Sólida	Sólida	-	-	h	2 - 10	20, 500, 600, 700
MR	Alveolar	1h	$1,4d_0$	1,5h	2 - 10 3, 5, 7, 9, 10	20, 500 600, 700
$d_0=0,8h$	Alveolar	0,8h	$1,4d_0$	1,5h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500, 600, 700
$d_0=1,3h$	Alveolar	1,3h	$1,4d_0$	1,5h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500, 600, 700
$S=1,1d_0$	Alveolar	1h	$1,1d_0$	1,5h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500, 600, 700
$S=1,7d_0$	Alveolar	1h	$1,7d_0$	1,5h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500, 600, 700
$H=1,3h$	Alveolar	1h	$1,4d_0$	1,3h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500, 600, 700
$H=1,7h$	Alveolar	1h	$1,4d_0$	1,7h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500, 600, 700



O modelo de referência da viga alveolar (MR) possui as dimensões intermédias dos parâmetros geométricos, ou seja,  $d_0=1h$ ,  $S=1,4d_0$  e  $H=1,5h$ . Esse modelo é utilizado para a confecção dos gráficos de comparação entre as vigas de diferentes geometrias e para analisar o efeito das tensões residuais na capacidade resistente.

São escolhidas as temperaturas 500, 600 e 700 [°C] por representarem um intervalo de temperaturas críticas frequentemente utilizadas no dimensionamento de vigas sólidas, e determinadas de acordo com o seu grau de utilização, definido pelo Eurocódigo 3 parte 1-2. Além da temperatura ambiente de 20 [°C] utilizada como uma forma de comparação entre as resistências de vigas submetidas a temperaturas elevadas.

É apresentado, na tabela 10, o caso analisado para comparar o efeito que diferentes padrões de tensões residuais têm nas vigas alveolares. Os padrões de tensões residuais considerados são exibidos na figura 32, denominando-os de TR1 e TR2 os padrões sem e com tensões residuais na alma, respectivamente.

Tabela 10. Caso para comparar o efeito de diferentes tensões residuais em vigas alveolares.

Caso	Tipo	$d_0$	S	H	L [m]	$\theta_a$ [°C]
MR – TR2	Alveolar	1h	$1,4d_0$	1,5h	3, 5, 7, 9, 10	20, 500

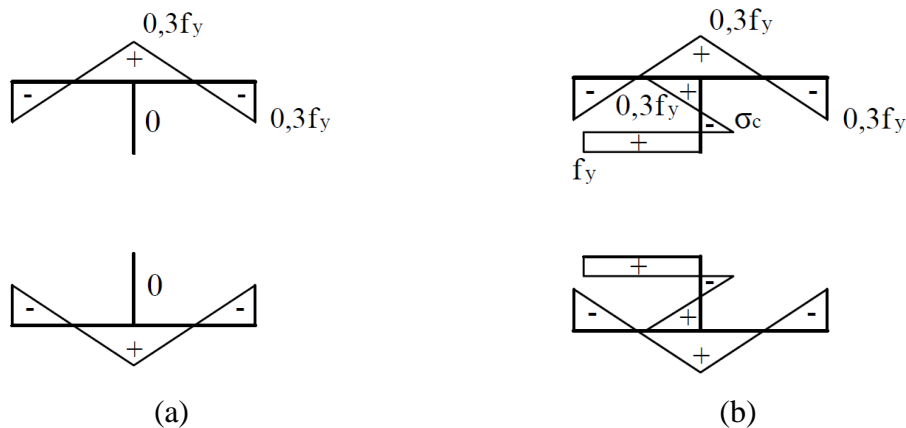


Figura 32. Padrões de tensões residuais adotados para o caso MR – TR2. (a) TR1. (b) TR2.

### 4.3. Programa de simulações no *software* ANSYS

A simulação numérica é realizada por meio do *software* ANSYS Mechanical APDL 18.2, utilizando o modelo numérico constituído por elementos de casca. Elementos de casca são ideais para modelar estruturas finas, isto é, onde uma dimensão é muito menor do que as outras duas dimensões, [38].

É adotado o tipo de elemento finito SHELL181, formado por quatro nós com seis graus de liberdade em cada nó, os quais são translações e rotações nos eixos X, Y e Z. Quando se utiliza as características não linear do material, o elemento é constituído por dois pontos de integração em cada direção do plano e cinco pontos de integração na espessura. É considerado o comportamento de grandes deslocamentos e a malha é definida com elementos de tamanho 0,02 [m]. O elemento finito é representado na figura 33 e a malha da viga alveolar é representada na figura 34.

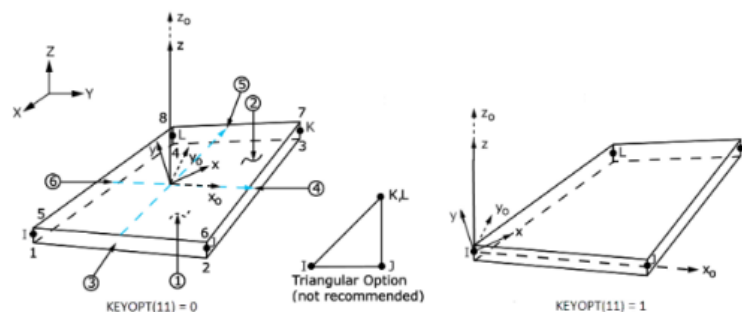


Figura 33. Geometria do elemento finito SHELL181.

Fonte: ANSYS®, [38].

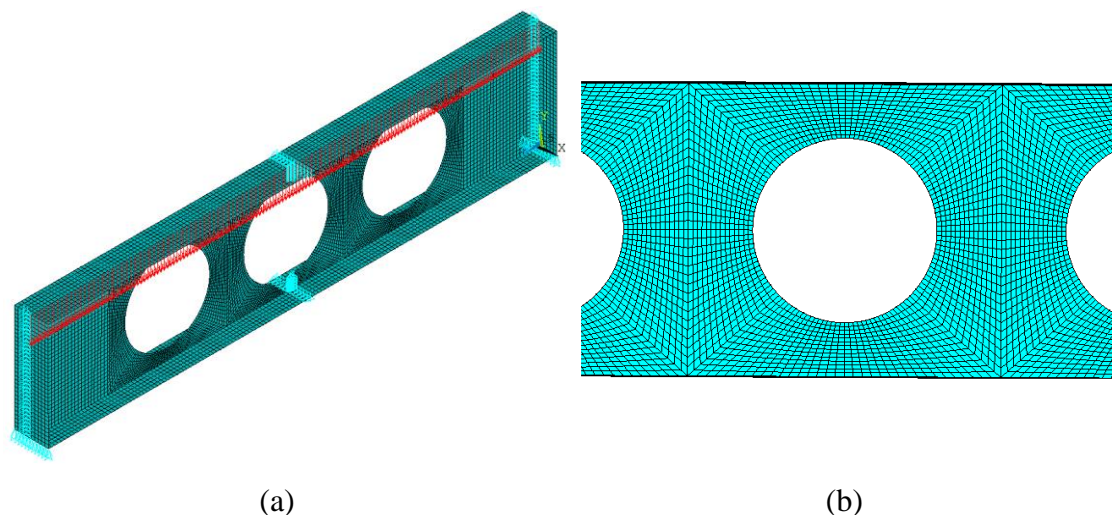


Figura 34. Modelo numérico de viga alveolar com comprimento de 3 [m]. (a) Viga. (b) Fragmento da alma.

A seção transversal é traçada pelas coordenadas da superfície média do perfil. As condições de apoio são modeladas para a viga simplesmente apoiada e, para que se mantivesse a simetria, é implementado o não deslocamento do eixo axial da seção transversal no centro do vão. São adicionados apoios de forquilha nas extremidades da viga impedindo assim a rotação e deslocamento lateral da seção.

É considerada uma temperatura uniforme em todo o elemento, sendo este sujeito a uma carga uniformemente distribuída no banzo superior, a qual aumenta sua intensidade até obter a carga de colapso do elemento, por meio de um processo incremental e iterativo de resolução.

As imperfeições geométricas são incorporadas seguindo o método de valores e vetores próprios através do primeiro modo de encurvadura global na viga que acompanha a configuração de meia curva sinusoidal. Dessa forma, são incluídas deformações nos banzos e na alma, além do deslocamento transversal da viga, como é visto na figura 35 (a) e (b).

Quando o primeiro modo de encurvadura não apresenta a encurvadura global desejada, o que acontece principalmente em vigas curtas devido a ocorrência da encurvadura local do montante da alma, recorre-se a uma força de perturbação. Aplica-se uma carga horizontal pontual no nó central da flange superior, com o objetivo de atualizar a geometria com a deformação produzida por esse método, o qual aproxima-se mais da meia curva sinusoidal mencionada anteriormente, representada na figura 35 (c). A deformação na flange superior no centro da viga é igual a  $L/1000$  em todos os casos.

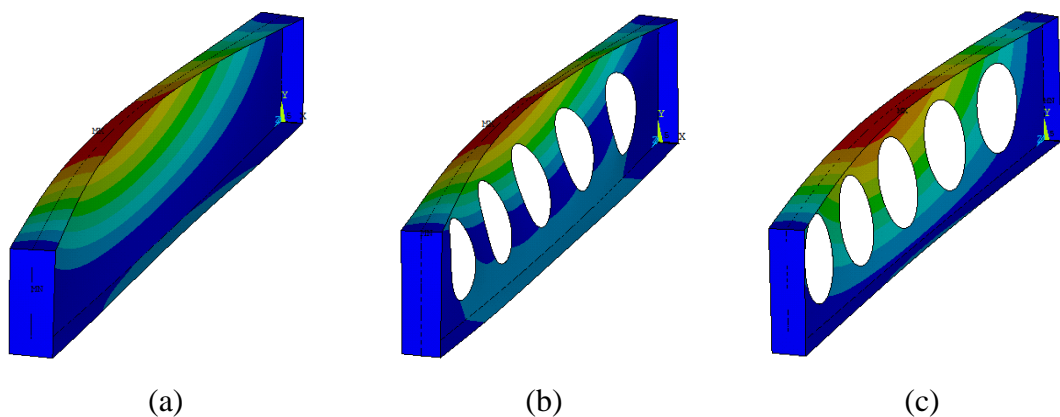


Figura 35. Imperfeição geométrica em (a) viga sólida, (b) viga alveolar com método de valores e vetores próprios e (c) viga alveolar com método da perturbação.

Em relação às imperfeições do material, admitidas nas simulações, para vigas sólidas são aplicadas as tensões residuais baseadas no padrão sugerido pelo ECCS (1984), [24], conforme apresentado no item 2.1.5.1, em que as máximas tensões são iguais a 30 % da tensão de cedência do material.

A princípio, assume-se que as tensões originadas pela introdução de calor na fabricação das vigas alveolares atingem somente a alma, sendo o banzo livre de efeitos térmicos adicionais. Na alma, é admitido o mesmo padrão para as tensões em placas metálicas ocasionadas pelo efeito de corte térmico, explanadas no item 2.1.5.3. Embora nesse local também ocorra o efeito de soldagem, a não inclusão direta desse efeito é corrigida deixando o valor de “ $c_f$ ” como variável em função da altura da seção Tê, isto é, no montante da alma, onde ocorre a soldagem, é atribuída uma tensão em um “ $c_f$ ” maior do que na seção-2Tê, por exemplo. Dessa forma, a região que possui os dois efeitos térmicos tem uma maior intensidade de tensão residual do que a região que possui só o efeito de corte. A tensão  $\sigma_t$  é considerada igual ao valor do encontro entre banzo e alma da viga sólida, ou seja,  $0,3f_y$ . Essa é a descrição do padrão de tensões residuais TR2.

Entretanto, devida a dificuldade de convergência das simulações em altas temperaturas no *software* com o padrão de tensões TR2, foi necessária a adoção de um padrão de tensões residuais mais simplificado, o TR1. É feita uma comparação entre os dois padrões de tensões com o caso MR – TR2, visto na tabela 10, para conferir se há divergência de dados.

Nos banzos da viga alveolar, as tensões são idênticas às tensões nos banzos de vigas sólidas. As tensões dos dois tipos de vigas são exibidas na figura 36.

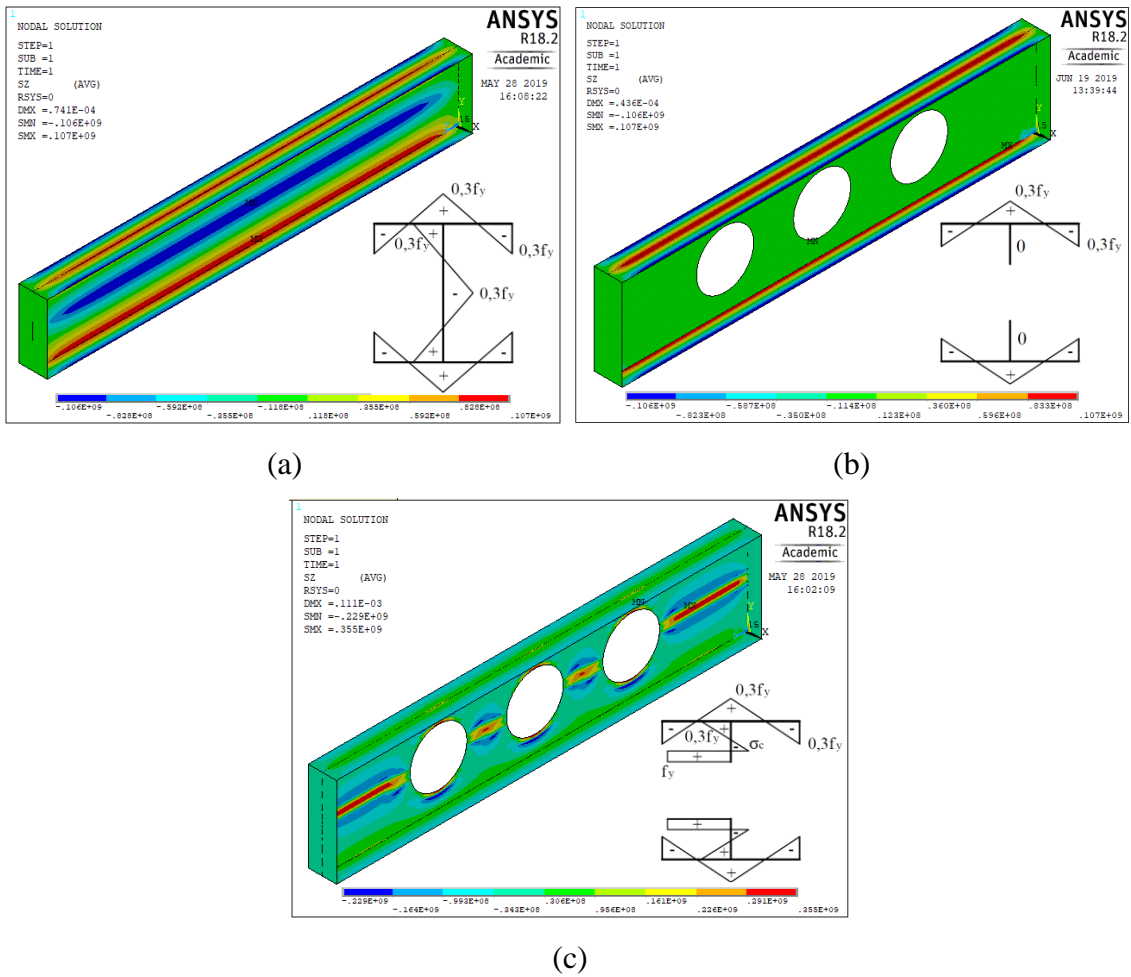


Figura 36. Padrão de tensões residuais em (a) vigas sólidas, (b) vigas alveolares com TR1 e (c) vigas alveolares com TR2.

Para facilitar a convergência da simulação, a solução é dividida em três *Load Steps* (LS), cada LS com uma especificação de carga para a viga, como ilustrado na figura 37. No LS 1 insere-se as tensões residuais e a imperfeição geométrica, no LS 2 é introduzida a temperatura de forma crescente (função *ramped*) e, por fim, no LS 3 é implantada a carga distribuída ( $q$ ) em função do tempo ( $t$ ), relativo ao incremento da solução, seguindo a expressão  $q=100t$  para vigas alveolares e  $q=1000t$  para vigas sólidas. A simulação termina quando atinge a carga de colapso. A estrutura do código para a confecção e análise das vigas alveolares é apresentada no Anexo A.

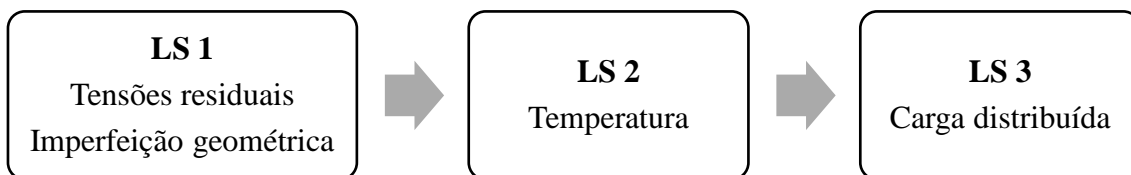


Figura 37. *Load Steps* da solução da simulação numérica.

É feita uma validação do tamanho da malha escolhido para o modelo numérico, a fim de se verificar se as simulações geram resultados satisfatórios para o estudo realizado. Seleciona-se a viga alveolar do modelo de referência de comprimento igual a 6 [m] em temperatura ambiente. Para a verificação, realiza-se as simulações com tamanhos de malha iguais ao dobro e a metade da largura estudada, que é igual a 0,02 [m]. Dessa forma, apresentam-se os resultados na tabela 11.

Tabela 11. Validação da escolha do tamanho do elemento finito.

Malha [m]	L [m]	Nós	$t_{Ansys}$	$M_{Ansys}$ [N.m]	Dif. [%]
0.02	6	301	14.1347	3.191E+05	-
0.04	6	151	28.3039	3.205E+05	0.45%
0.01	6	601	7.2516	3.269E+05	2.44%

Como as diferenças percentuais (Dif. [%]) indicam uma variação mínima de resultados, sendo a maior igual a 2,44 % apenas, verifica-se que o tamanho escolhido para a malha deve ser suficiente para realizar o estudo. A representação gráfica do momento resistente em relação ao deslocamento vertical é feita na figura 38.

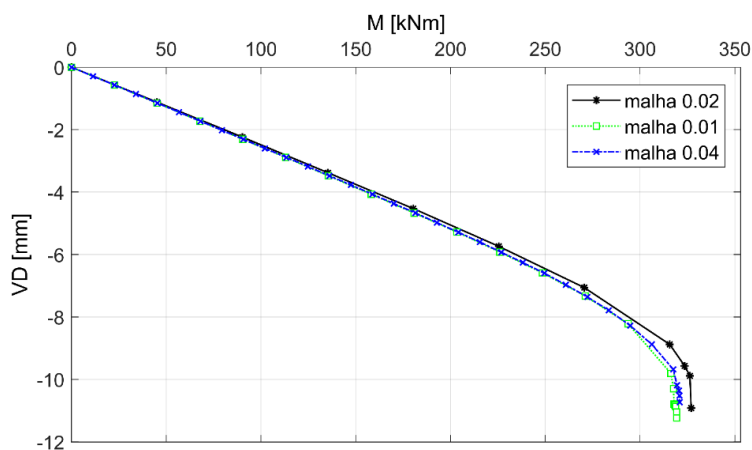


Figura 38. Deslocamento vertical entre três diferentes malhas para o caso MR de L=6 [m] a 20 [°C].

#### 4.4. Resultados dos métodos simplificados e numérico

Para caracterizar a viga alveolar quanto a sua capacidade resistente, variando-se diâmetro de abertura, espaçamento entre furos e a altura final da seção transversal, são expostos, na sequência, os resultados obtidos pelos métodos simplificados, guia SCI-

P355, [7], e Eurocódigo 3 parte 1-1 e parte 1-2, [49, 50], e pelo método numérico descrito acima.

As vigas sólidas que são utilizadas como forma de comparação nesse tópico são as vigas que originam as vigas alveolares, neste caso o perfil IPE 500.

#### 4.4.1. Capacidade resistente da seção transversal

Pelas equações fornecidas do guia SCI-P355, [7], são calculadas as resistências plásticas e resistências ao corte da seção transversal do perfil e do montante da alma de cada caso. Os resultados são expressos na tabela 12.

Tabela 12. Resultados da capacidade resistente de cada caso obtidos pelos métodos simplificados.

Caso	$M_{c,Rd,2T}$ [kN.m]	$M_{pl,Rd,1T}$ [kN.m]	$M_{wp,Rd}$ [kN.m]	$N_{b,wp,Rd}$ [kN]	$V_{pl,Rd,1T}$ [kN]	$V_{wp,Rd}$ [kN]
MR	1,07E+03	28,7	24,1	7,24E+02	6,27E+02	4,18E+02
$d_0=0,8h$	1,16E+03	53,8	15,4	3,58E+02	8,36E+02	3,34E+02
$d_0=1,3h$	9,18E+02	7,57	40,8	9,41E+02	3,13E+02	5,44E+02
$S=1,1d_0$	1,07E+03	28,7	1,51	1,81E+02	6,27E+02	1,05E+02
$S=1,7d_0$	1,07E+03	28,7	73,9	1,27E+03	6,27E+02	7,32E+02
$H=1,3h$	8,40E+02	12,4	24,1	7,24E+02	4,18E+02	4,18E+02
$H=1,7h$	1,33E+03	53,8	24,1	7,24E+02	8,36E+02	4,18E+02

Como o espaçamento entre furos está em função do diâmetro, a medida em que se aumenta o diâmetro, a largura do montante da alma também aumenta. Dessa forma, as propriedades de resistência do montante da alma, tais como  $M_{wp,Rd}$ ,  $N_{wp,Rd}$  e  $V_{wp,Rd}$ , são melhoradas com o aumento do diâmetro. Entretanto, com o aumento desse parâmetro, a altura da alma de um Tê diminui, o que ocasiona a perda de resistência plástica da seção transversal.

A variação do espaçamento entre furos altera somente a largura do montante da alma. Portanto, propriedades de resistência plástica da seção transversal mantêm-se constantes e as resistências plástica, ao corte e a encurvadura do montante da alma aumentam conforme o espaçamento aumenta.

A variação da altura influencia especialmente no aumento da área de um Tê. Quando se aumenta essa dimensão, há o aumento da resistência plástica a flexão e ao corte da seção transversal. As propriedades de resistência do montante da alma não são alteradas.

Na figura 39 é mostrada a relação entre a encurvadura do montante da alma com a variação do espaçamento entre furos e a esbelteza normalizada do montante, calculados pelo guia SCI-P355, [7].

A variação da altura não altera os valores calculados, visto que as resistências do montante da alma, obtidas pelas equações 44 e 51 são dependentes apenas da largura dele. No presente trabalho, a largura do montante é calculada pelo espaçamento entre furos e diâmetro da abertura.

Nota-se que o aumento do espaçamento e o aumento do diâmetro resultam em uma menor razão entre a resistência a encurvadura e a resistência plástica do montante.

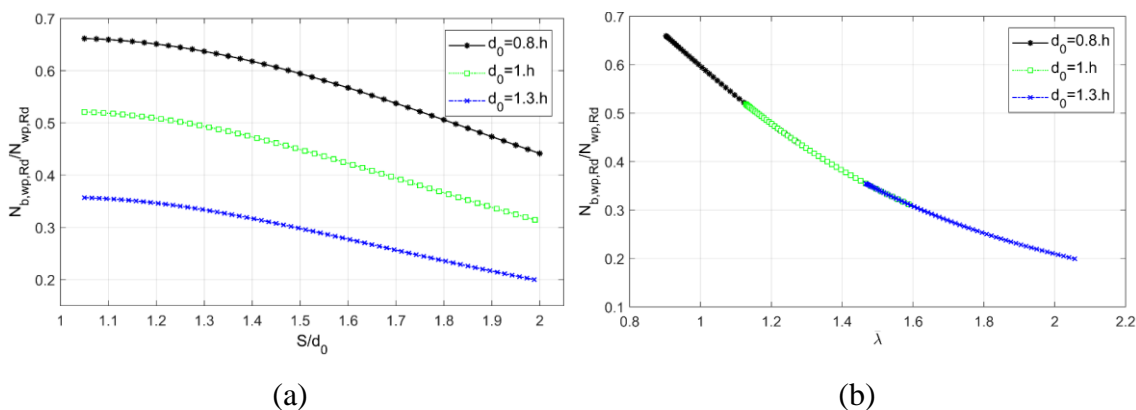


Figura 39. Variação da resistência a encurvadura do montante da alma em relação ao (a) espaçamento entre furos e a (b) esbelteza do montante da alma.

#### 4.4.2. Análise do momento crítico em relação aos parâmetros geométricos

Quando a geometria é atualizada pelo método de valores e vetores próprios, a simulação numérica fornece os dados da carga crítica da estrutura, considerando-a uma estrutura elástica ideal, através da análise de encurvadura. A partir desse valor, é possível calcular o momento crítico e, em sequência, a esbelteza.

Os casos em que a geometria é atualizada por meio da força de perturbação, a esbelteza utilizada é igual à calculada da norma, visto que o *software* não gera o dado da carga crítica que produz a instabilidade e, conseqüentemente, não é possível calcular o

momento crítico. Esse método foi utilizado nos casos de vigas com comprimento menor que 5 [m] de todos os casos das vigas alveolares e em todos os comprimentos das vigas alveolares com espaçamento  $S=1,1d_0$ . Para essas situações, o momento crítico não é representado graficamente. Os valores obtidos do momento crítico e de  $\bar{\lambda}_{LT}$  e  $\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$  pelos métodos simplificado e numérico são apresentados no Anexo B.

A curva do momento crítico do Eurocódigo, exposta nos gráficos das figuras 40 e 41, é calculada para o caso MR, em que a viga possui as dimensões  $d_0=1h$ ,  $S=1,4d_0$  e  $H=1,5h$ . Dado que as variações do diâmetro estudadas não causam uma alteração significativa nos resultados do momento crítico pelo método simplificado e o espaçamento entre furos não é contabilizado nesse método.

Na figura 40, pode-se perceber que o momento crítico diminui à medida em que se aumenta o diâmetro do furo. Sendo que, para os diâmetros iguais a 1,0h e 0,8h, não se exibem diferenças significativas no valor do momento.

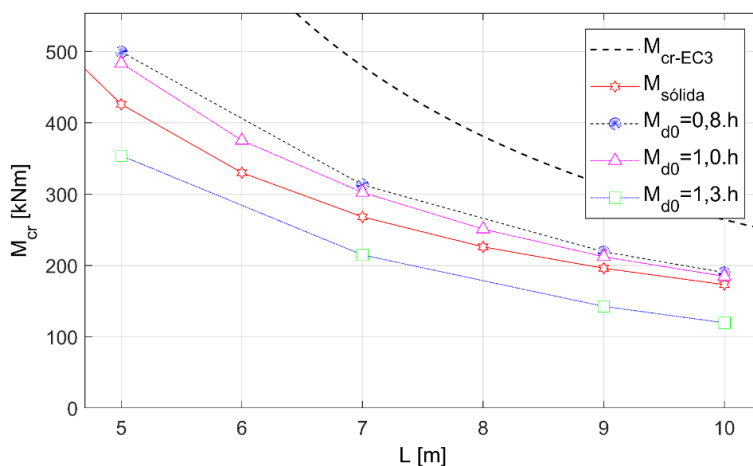


Figura 40. Resultados do momento crítico pelo método numérico e pelo Eurocódigo 3 em relação ao diâmetro ( $d_0$ ).

Os resultados do momento crítico ocasionados pela variação do espaçamento entre furos, ilustrado na figura 41, praticamente não indicam alterações. Sendo assim, o parâmetro  $S$ , com os valores escolhidos para o estudo, não influencia na capacidade resistente elástica da viga.

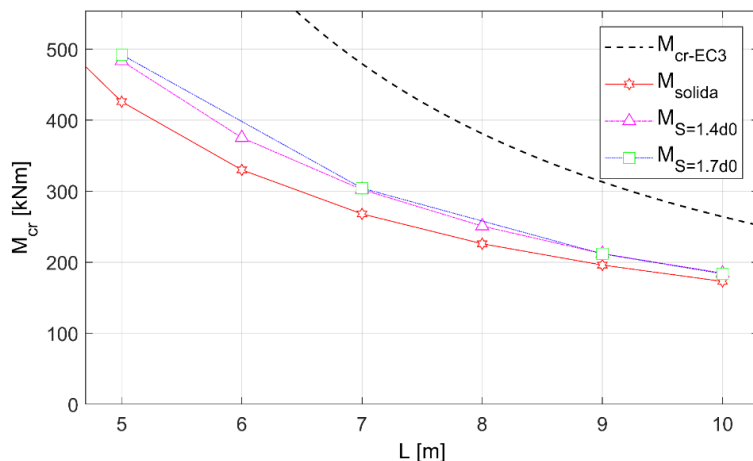


Figura 41. Resultados do momento crítico pelo método numérico e pelo Eurocódigo 3 em relação ao espaçamento entre furos (S).

De um modo geral, o momento crítico obtido para as diferentes alturas das seções, representado na figura 42, indica que conforme aumenta-se a altura da seção, o momento crítico também aumenta.

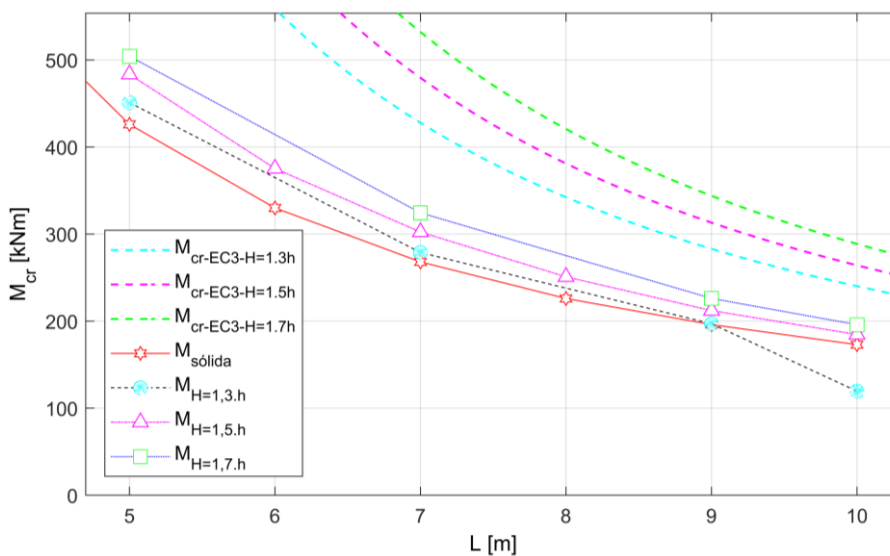


Figura 42. Resultados do momento crítico pelo método numérico e pelo Eurocódigo 3 em relação à altura (H).

Fica evidente que os resultados dos momentos críticos obtidos pelo ANSYS seguem a tendência de serem menores do que os momentos críticos calculados pelo Eurocódigo 3 através da metodologia da seção-2Tê. A figura 43 representa o momento crítico normalizado de cada viga analisada, confirmando a coerência dos dados obtidos.

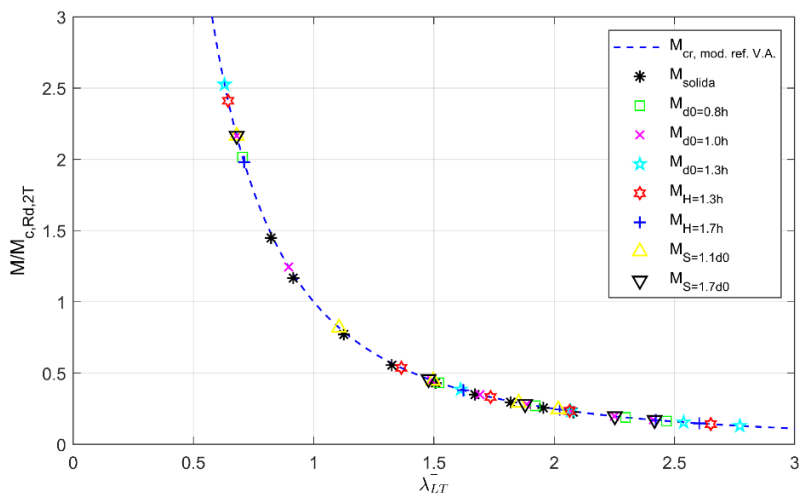


Figura 43. Gráfico do momento crítico de vigas alveolares e sólidas a 20 [°C].

Observa-se que a geometria que possibilita o aumento da resistência plástica da seção transversal da viga, como a diminuição do diâmetro de abertura e o aumento da altura, resulta no aumento do valor do momento crítico.

#### 4.4.3. Efeito das tensões residuais na alma das vigas alveolares

A fim de se verificar o efeito que diferentes padrões de tensões residuais têm sobre a capacidade resistente da viga alveolar, comparam-se os resultados obtidos dos momentos resistentes em situações em que são aplicadas as tensões residuais conforme padrão TR1, o qual não possui tensões residuais na alma, e conforme padrão TR2, com tensões na alma, no caso das vigas do caso MR a 20 [°C] e a 500 [°C]. Os resultados são exibidos graficamente na figura 44 e a comparação entre os valores dos momentos resistentes das duas configurações de padrão residual é apresentada na tabela 13.

Exclusivamente, no caso da viga de 3 [m] simulada com as tensões do padrão tipo TR2, o *software* não apresentou convergência no LS3, logo não foi possível obter a carga de colapso para essa determinada geometria.

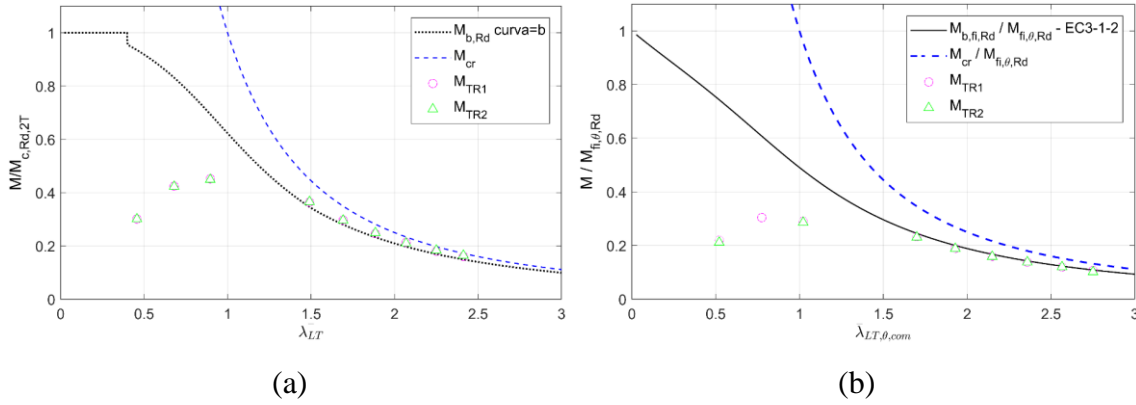


Figura 44. Gráficos das resistências de vigas alveolares – modelo de referência – com TR1 e TR2 a (a) 20 [°C] e (b) 500 [°C].

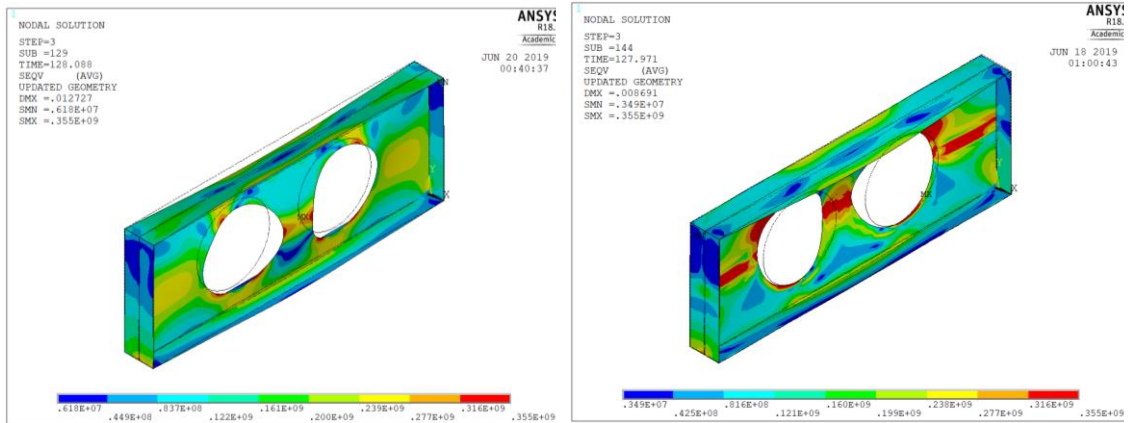
Tabela 13. Comparação entre os momentos resistentes do caso MR com TR1 e TR2.

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{Ansys}^{TR1}$ [kN.m]	$M_{Ansys}^{TR2}$ [kN.m]	$M_{Ansys}^{TR1} / M_{Ansys}^{TR2}$	$M_{Ansys}^{TR1}$ [kN.m]	$M_{Ansys}^{TR2}$ [kN.m]	$M_{Ansys}^{TR1} / M_{Ansys}^{TR2}$
2	3.23E+02	3.23E+02	0.999	1.85E+02	1.77E+02	0.959
3	4.56E+02	4.54E+02	0.996	2.55E+02	-	-
4	4.85E+02	4.82E+02	0.994	2.44E+02	2.40E+02	0.984
5	3.91E+02	3.93E+02	1.005	1.95E+02	1.93E+02	0.990
6	3.19E+02	3.18E+02	0.998	1.59E+02	1.58E+02	0.993
7	2.64E+02	2.67E+02	1.011	1.34E+02	1.33E+02	0.992
8	2.29E+02	2.26E+02	0.987	1.16E+02	1.16E+02	1.003
9	1.94E+02	1.97E+02	1.018	1.01E+02	1.01E+02	1.000
10	1.73E+02	1.76E+02	1.023	0.80E+02	0.85E+02	0.944

Constata-se que as tensões residuais na alma não possuem uma grande influência na sua capacidade resistente, nas situações em que foram analisadas. Sendo que os resultados entre ambos padrões apresentam uma similaridade de média igual a 99,4 %.

O modo de colapso entre os diferentes padrões de tensões residuais não se altera. Pode-se perceber esse fato pela figura 45, onde exibe-se a viga mais curta a 20 [°C], pela figura 46, em que se apresenta a viga mais comprida também a 20 [°C] e pela figura 47, onde são mostradas a deformação e a distribuição de tensões para a viga de 2 [m] a 500 [°C].

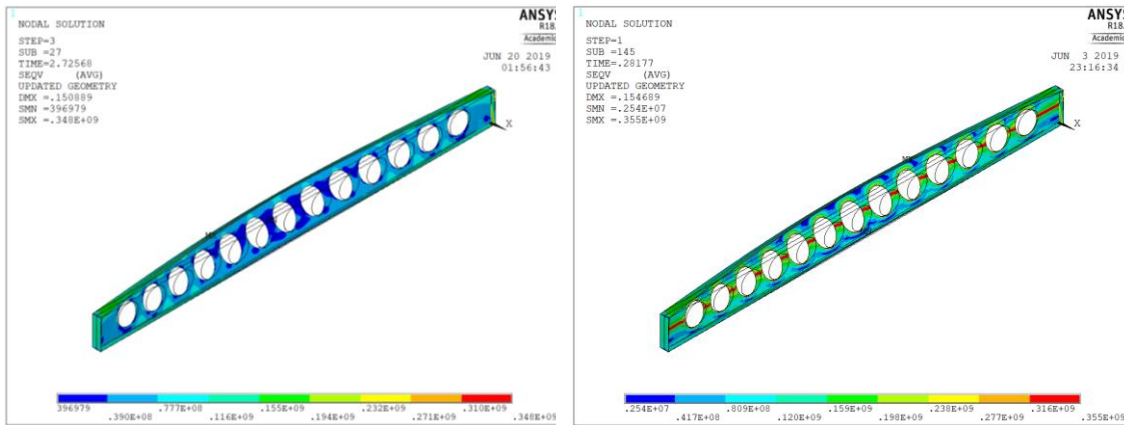
Percebe-se que as vigas mais curtas colapsam por modo de encurvadura local e as vigas de maior comprimento colapsam por encurvadura lateral torsional, como é discutido no tópico seguinte, 4.4.4.



(a)

(b)

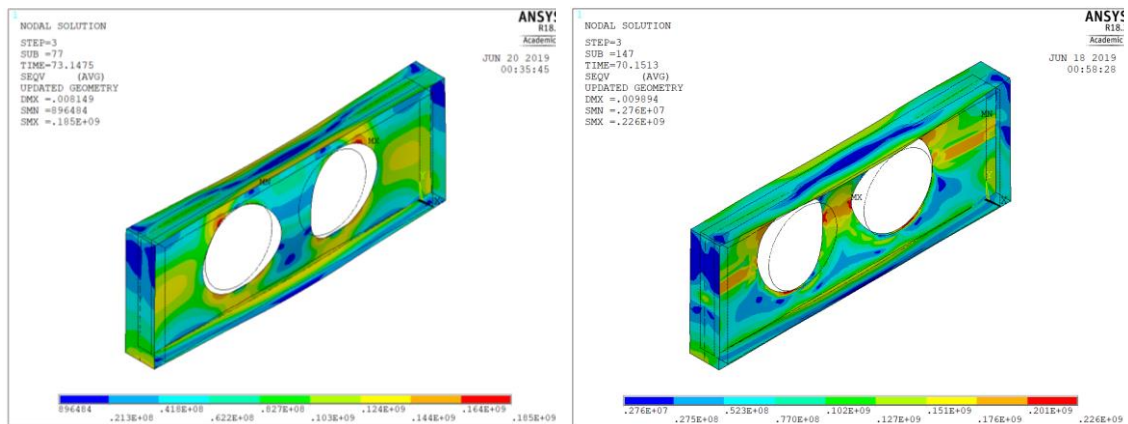
Figura 45. Comparação da distribuição da tensão de Von Mises em vigas de comprimento de 2 [m] a 20 [°C]. (a) TR1. (b) TR2.



(a)

(b)

Figura 46. Comparação da distribuição da tensão de Von Mises em vigas de comprimento de 10 [m] a 20 [°C]. (a) TR1. (b) TR2.



(a)

(b)

Figura 47. Comparação da distribuição da tensão de Von Mises em vigas de comprimento de 2 [m] a 500 [°C]. (a) TR1. (b) TR2.

#### 4.4.4. Avaliação do modo de colapso em função da temperatura e do comprimento das vigas

A representação da distribuição de tensões de Von Mises, juntamente com a deformada final, é utilizada para a determinação do modo de colapso da viga. A figura 48 ilustra o caso do modelo de referência (MR) em temperatura ambiente e em temperatura elevada (700 [°C]).

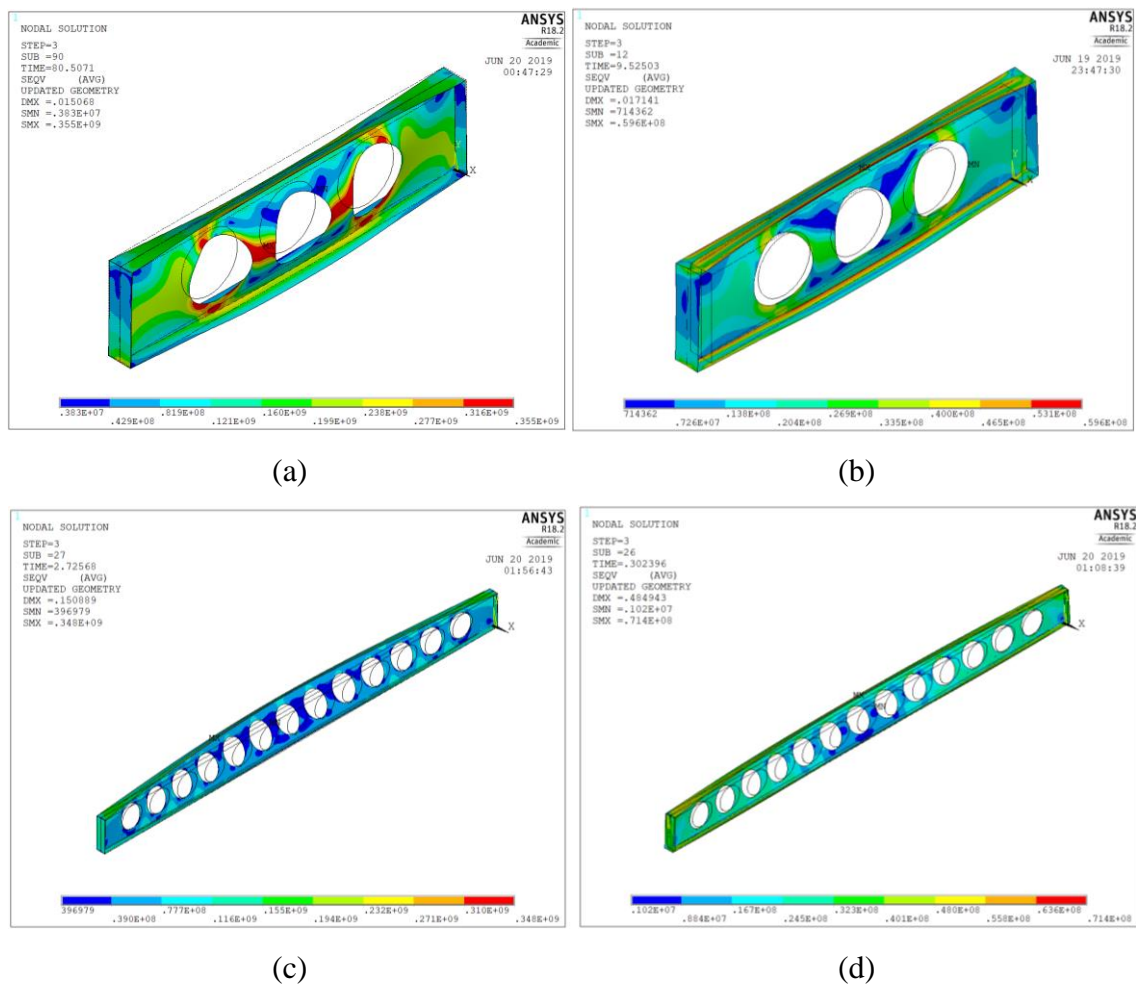


Figura 48. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso MR. (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].

No caso da viga de 3 [m], a temperatura ambiente, observa-se que existe uma deformação maior no montante da alma, onde encontra-se valores de tração iguais à tensão de cedência do material, além de encurvadura distorsional na seção transversal. Conforme aumenta o comprimento, as tensões na alma dissipam-se e o modo de colapso dá-se por encurvadura lateral. Especificamente na viga de comprimento igual a 4 [m], conforme Anexo F, é possível constatar que o modo de colapso é devido ao efeito de corte

nos montantes das extremidades, pois identificam-se tensões de cisalhamento no montante da alma com inclinação de  $45^\circ$ . Nas temperaturas elevadas, os modos de colapso praticamente não se alteram. Como na temperatura de  $700\text{ [}^\circ\text{C]}$ , a viga de comprimento igual a  $3\text{ [m]}$  há uma diminuição da intensidade da tensão na alma, sendo menor do que as tensões encontradas na flange, porém seu modo de colapso ainda é devido à encurvadura local do montante. Constata-se que a deformação na alma já não é mais tão acentuada quanto a temperatura ambiente. Isso ocorre devido a expansão térmica ao longo do eixo axial da viga, que retifica as deformações encontradas anteriormente.

Para a geometria com diâmetro igual a  $0,8h$ , representada na figura 49, as tensões de Von Mises comportam-se da mesma forma que o caso MR, de forma geral. Para a viga mais curta,  $3\text{ [m]}$ , há a concentração de tensões nos montantes centrais da alma e, conforme o comprimento aumenta, esse efeito desaparece e o colapso é devido a encurvadura lateral. Com o aumento da temperatura, os modos de colapso continuam sendo os mesmos, porém com menor valor do momento resistente.

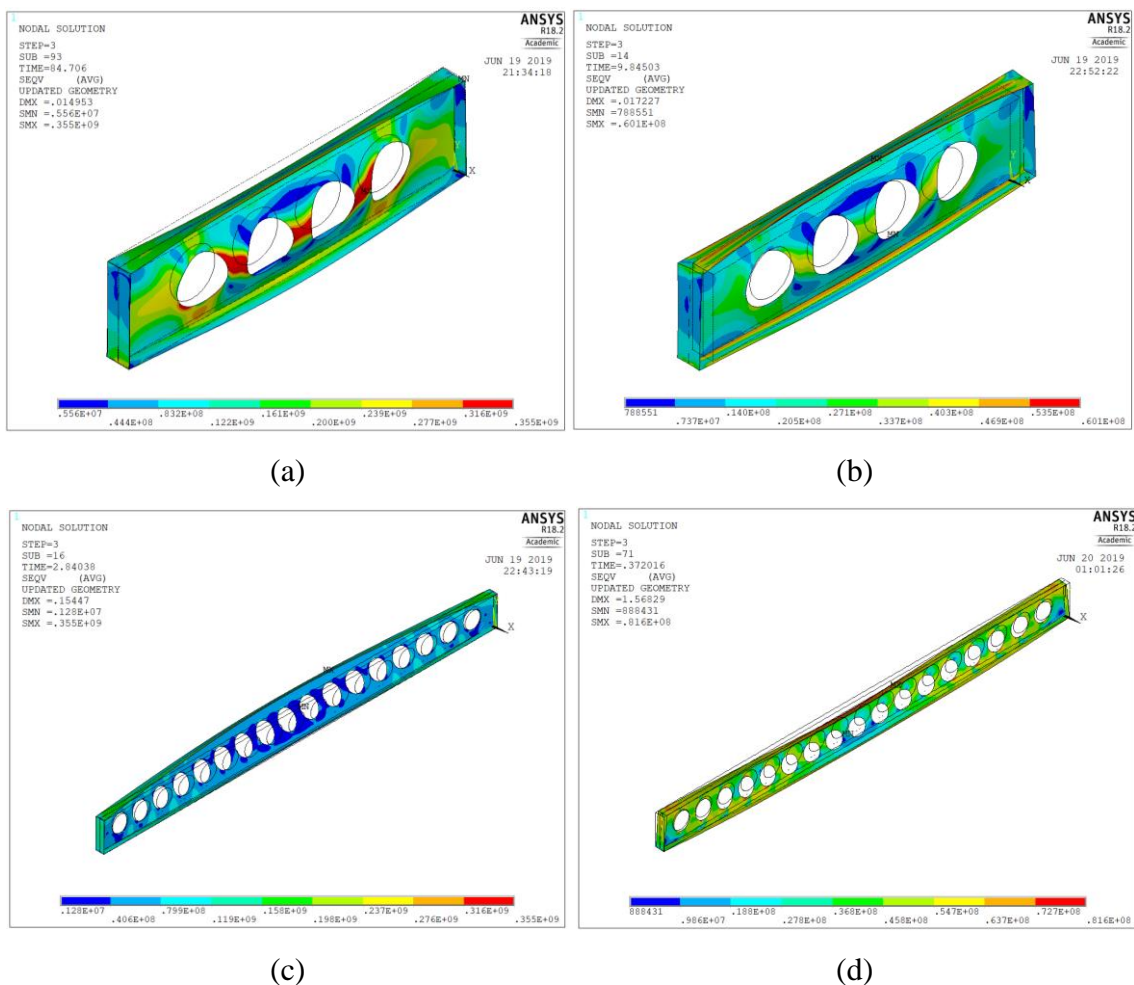


Figura 49. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso  $d_0=0,8h$ . (a)  $L=3\text{ [m]}$  a  $20\text{ [}^\circ\text{C]}$ . (b)  $L=3\text{ [m]}$  a  $700\text{ [}^\circ\text{C]}$ . (c)  $L=10\text{ [m]}$  a  $20\text{ [}^\circ\text{C]}$ . (d)  $L=10\text{ [m]}$  a  $700\text{ [}^\circ\text{C]}$ .

No caso do diâmetro de abertura igual a  $1,3h$ , é possível identificar a ocorrência do mecanismo de Vierendeel em vigas mais curtas, como é visto na figura 50 (a) e (b). O efeito reduz com o aumento da temperatura, conforme figura 50 (b) e com o aumento do comprimento, observado na figura 50 (c) e (d).

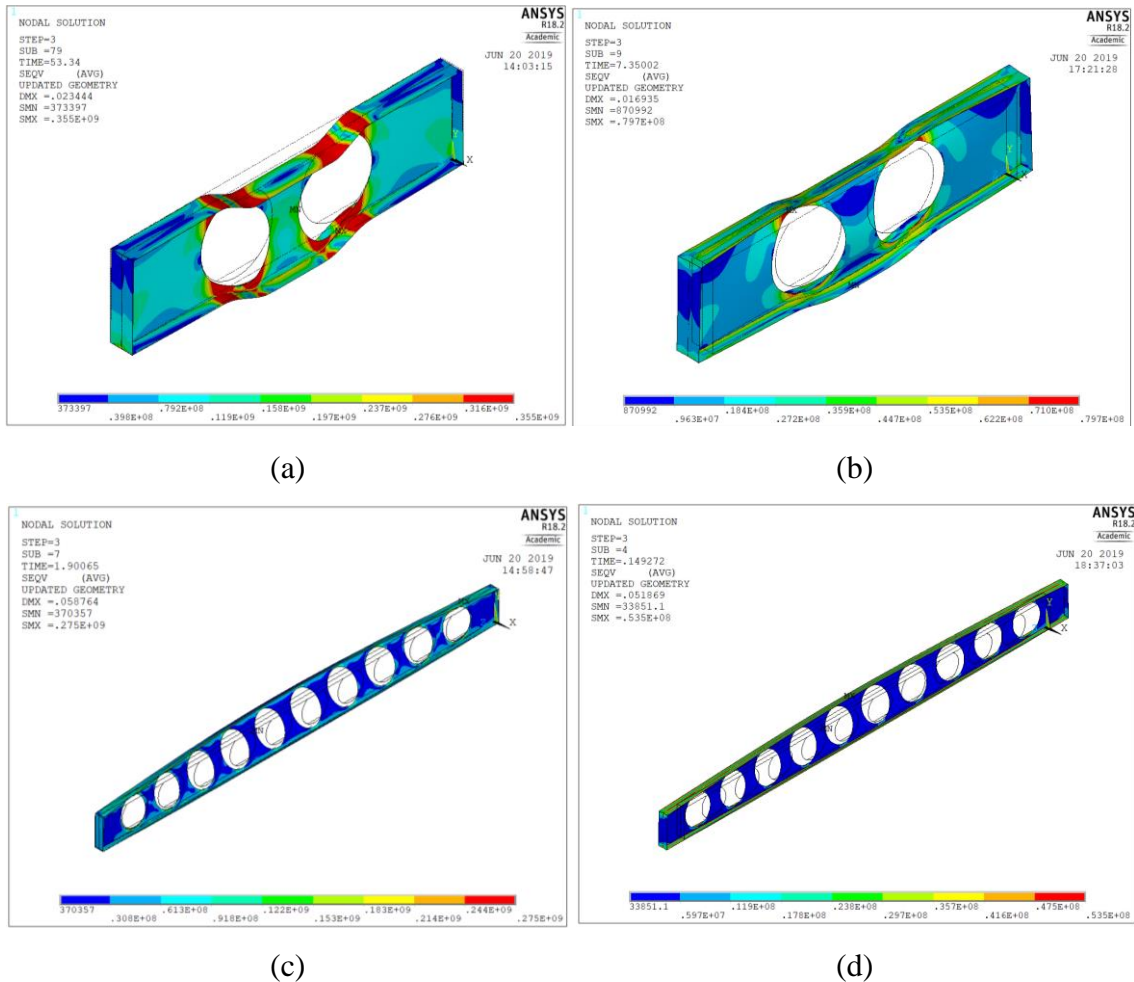


Figura 50. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso  $d_0=1,3h$ . (a)  $L=3$  [m] a  $20$  [°C]. (b)  $L=3$  [m] a  $700$  [°C]. (c)  $L=10$  [m] a  $20$  [°C]. (d)  $L=10$  [m] a  $700$  [°C].

Para um espaçamento entre furos igual a  $1,1d_0$ , exibido na figura 51, a temperatura ambiente, na viga com comprimento de  $3$  [m] ocorre o princípio de uma plastificação ao redor do furo. Como a largura do montante é relativamente pequeno, igual a  $5$  [cm], o modo de colapso da viga é devido a encurvadura local do montante da alma. Em vigas com maior comprimento, esse efeito é combinado com a encurvadura lateral. O modo de colapso não altera com o aumento da temperatura. Em decorrência da dilatação térmica axial da viga, não fica nítido na figura a deformação do montante, por causa da escala representada, embora ela exista.

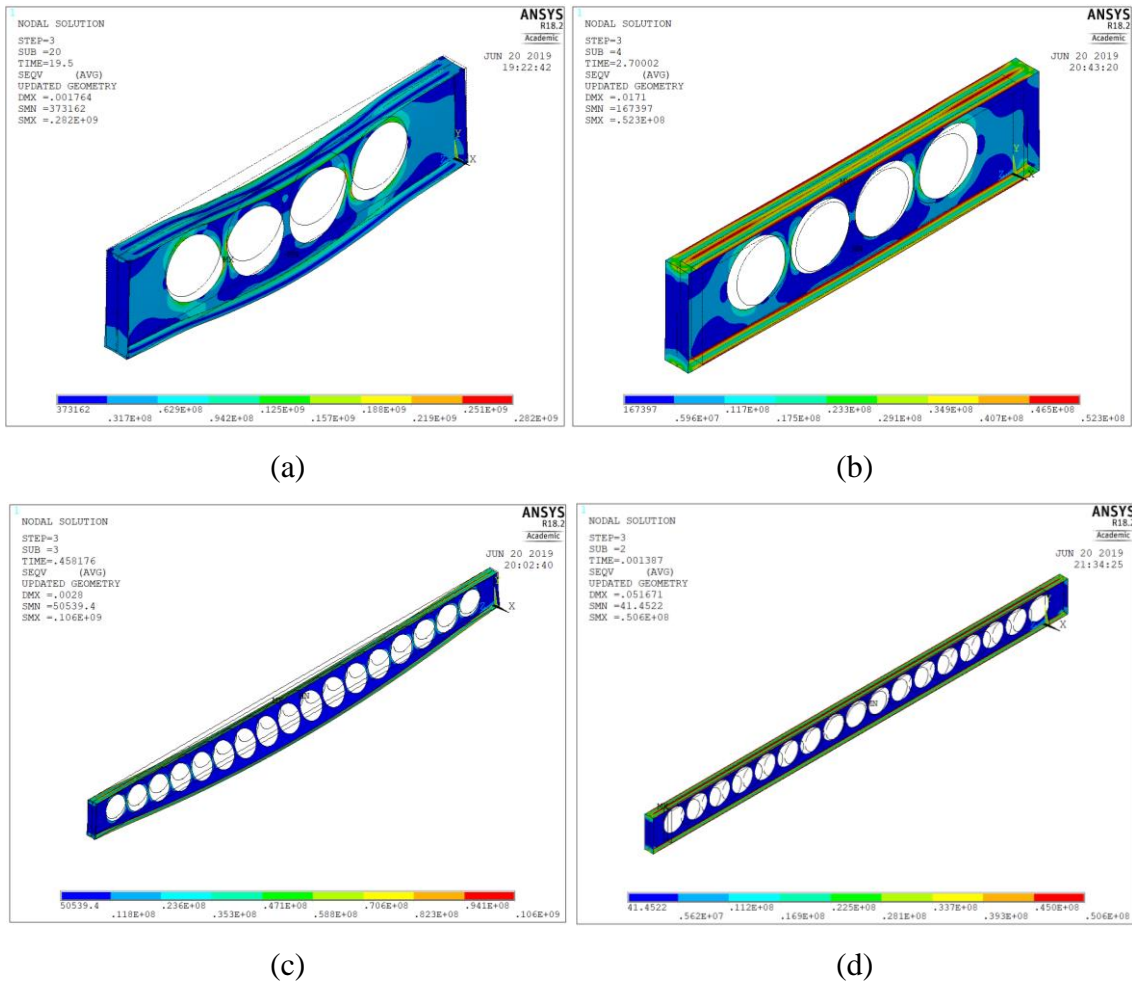


Figura 51. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso  $S=1,1d_0$ . (a)  $L=3$  [m] a  $20$  [°C]. (b)  $L=3$  [m] a  $700$  [°C]. (c)  $L=10$  [m] a  $20$  [°C]. (d)  $L=10$  [m] a  $700$  [°C].

No caso da viga com 3 [m], com o maior espaçamento entre furos ( $S=1,7d_0$ ), a seção transversal apresenta encurvadura distorsional e é possível identificar uma plastificação na zona do furo, visto na figura 52 (a). Esse efeito é diferente do mecanismo de Vierendeel, o qual possui o efeito de rótula plástica. Essa plastificação desaparece em temperaturas elevadas e, no caso de temperatura igual a  $700$  [°C], é possível identificar uma maior concentração de tensões no montante da alma, conforme figura 52 (b). Em vigas com maior comprimento, não é observada a plastificação na seção, sendo o colapso causado pela encurvadura lateral, como exibido nas figura 52 (c) e (d).

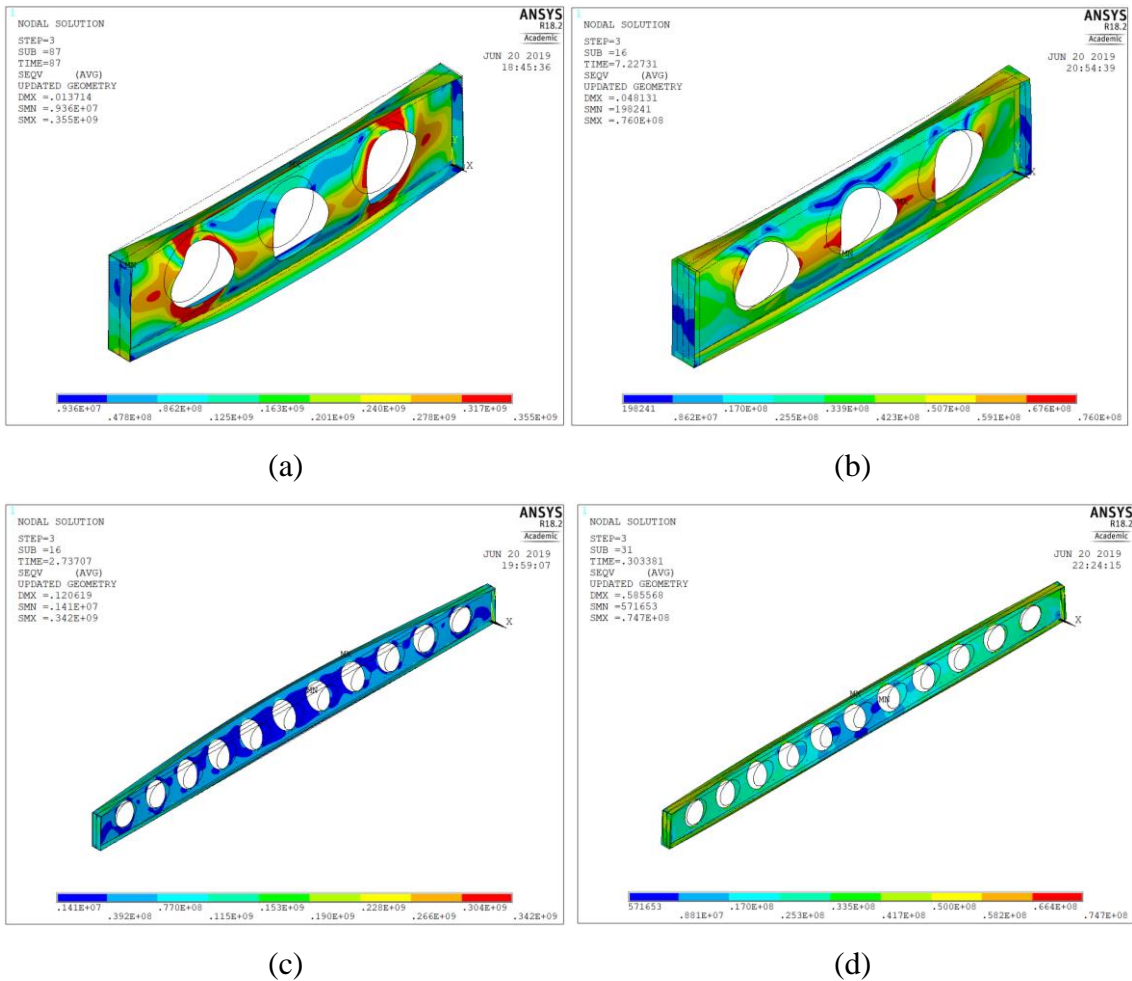


Figura 52. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso  $S=1,7d_0$ . (a)  $L=3$  [m] a  $20$  [°C]. (b)  $L=3$  [m] a  $700$  [°C]. (c)  $L=10$  [m] a  $20$  [°C]. (d)  $L=10$  [m] a  $700$  [°C].

Quando se diminui a altura da seção, para o caso  $H=1,3h$  exibido na figura 53, o mecanismo de Vierendeel manifesta-se em vigas mais curtas a temperatura ambiente, como é visto na figura 53 (a). O efeito é diminuído com o aumento da temperatura e com o aumento do comprimento. Na temperatura de  $700$  [°C], a viga de  $3$  [m] apresenta o colapso devido a encurvadura do montante da alma com distorção da seção transversal. Em vigas mais compridas, o colapso dá-se por encurvadura lateral torsional.

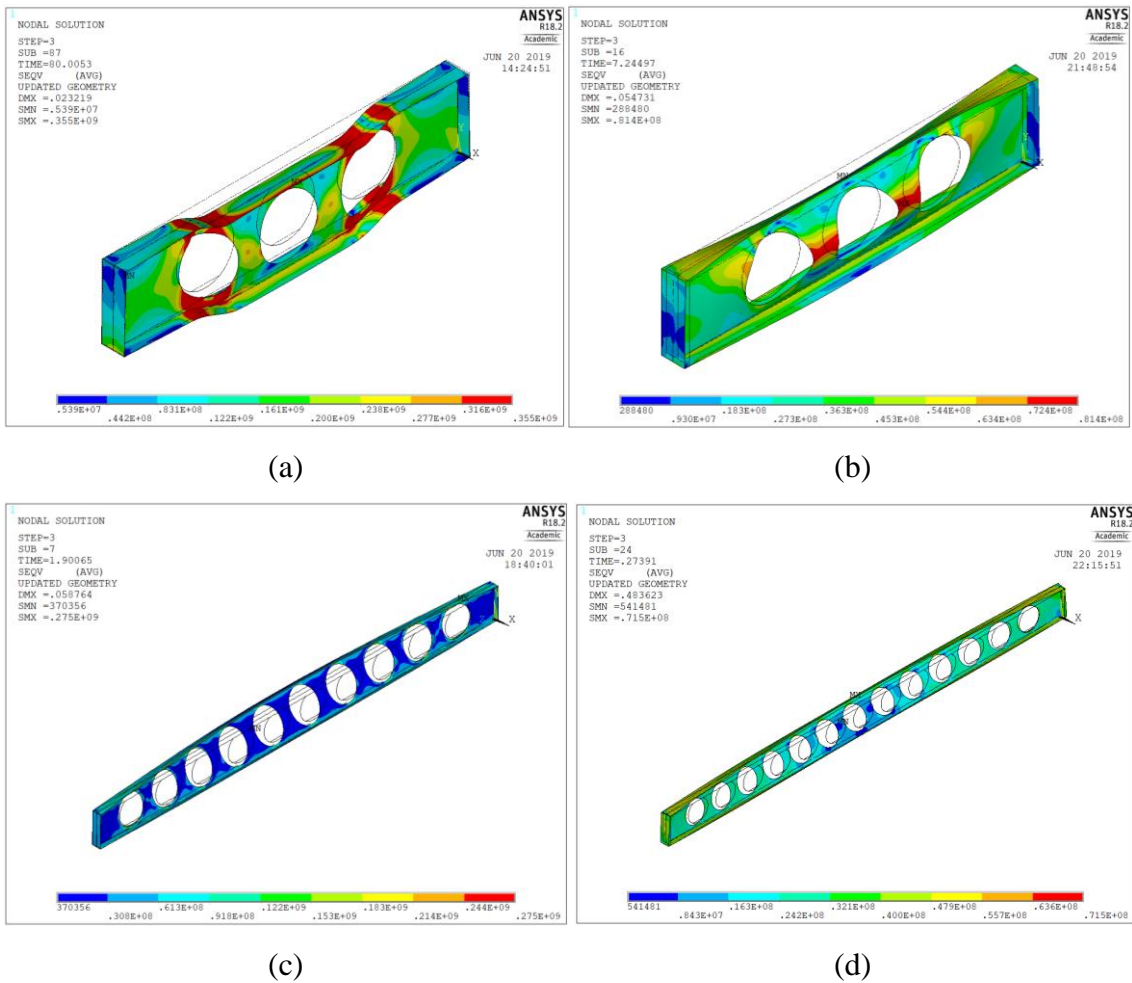


Figura 53. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso H=1,3h. (a) L=3 [m] a 20 [°C]. (b) L=3 [m] a 700 [°C]. (c) L=10 [m] a 20 [°C]. (d) L=10 [m] a 700 [°C].

Quando se aumenta a altura da seção, para o caso H=1,7h exposto na figura 54, os fenômenos de colapso não divergem dos modos de colapso para o caso do modelo de referência. Em que para a viga com 3 [m] de comprimento a 20 [°C], a instabilidade é devida a encurvadura do montante da alma, esse efeito é diminuído quando se eleva a temperatura e quando aumenta o comprimento da viga em que, nesse último caso, o colapso é causado pela encurvadura lateral torsional.

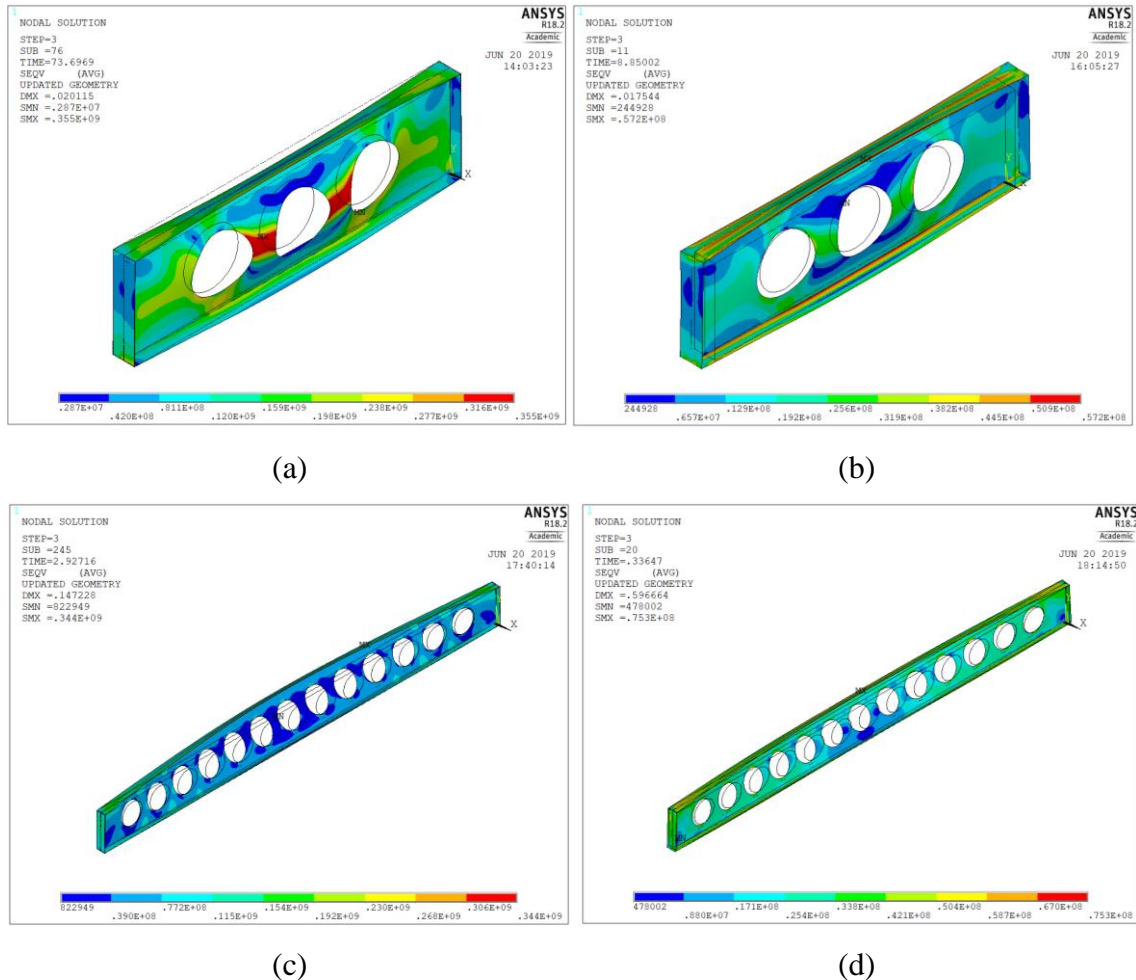


Figura 54. Distribuição das tensões de Von Mises em vigas do caso  $H=1,7h$ . (a)  $L=3$  [m] a  $20$  [°C]. (b)  $L=3$  [m] a  $700$  [°C]. (c)  $L=10$  [m] a  $20$  [°C]. (d)  $L=10$  [m] a  $700$  [°C].

#### 4.4.5. Análise do momento resistente obtido pelo ANSYS em relação aos parâmetros geométricos

Os gráficos dos deslocamentos verticais (VD) e laterais (LD) do nó central da flange superior das vigas sólidas, alveolares com TR1 e alveolares com TR2 nas diferentes temperaturas são apresentados nos Anexos C, D e E, respectivamente. A distribuição das tensões de Von Mises e a representação da deformada final no momento de colapso são retratados no Anexo F para vigas alveolares com TR1 e no Anexo G para vigas alveolares com TR2. Usa-se como exemplo neste tópico, as vigas do modelo de referência com TR1 de comprimentos iguais a 3 [m] e 10 [m] submetidas a temperaturas de  $20$  [°C] e  $700$  [°C] para representar os deslocamentos verticais e laterais, conforme figura 55.

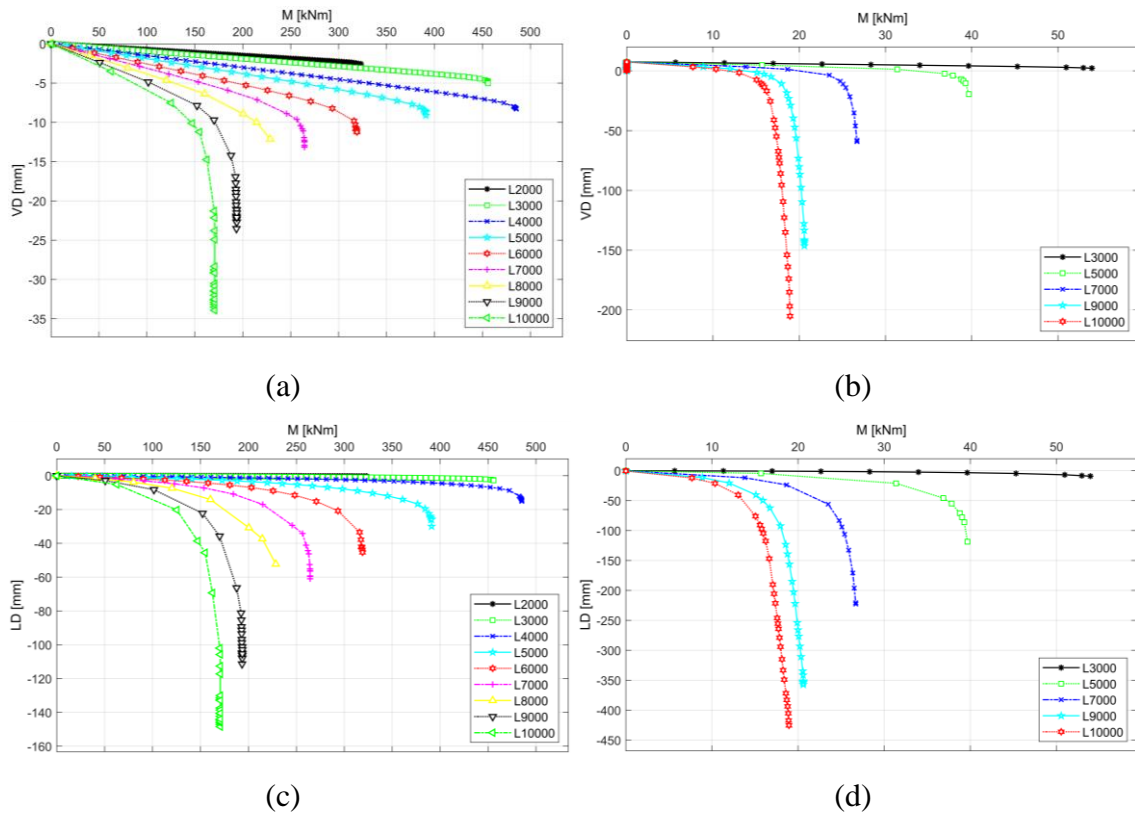


Figura 55. Deslocamentos vertical e lateral de vigas do modelo de referência. (a) VD a 20 [°C]. (b) VD a 700 [°C]. (c) LD a 20 [°C]. (d) LD a 700 [°C].

No caso da viga de 10 [m], ocorre o fenômeno da encurvadura lateral torsional, levando a viga instabilizar antes de atingir a tensão de cedência na seção. O deslocamento vertical e lateral aumenta consideravelmente na mudança de temperatura, mudando de 32 [mm] para 205 [mm] no deslocamento vertical e de 144 [mm] para 425 [mm] no deslocamento lateral em seu pior caso.

Percebe-se que à medida que o comprimento aumenta, os deslocamentos vertical e lateral da viga são maiores. Como o gráfico é elaborado pelo deslocamento de um nó na flange superior, vigas curtas, em que não apresentam uma encurvadura global lateral torsional, não atingem uma assíntota vertical na carga de colapso. Isso ocorre justamente porque a maior deformação é concentrada no montante da alma e não na flange.

Em temperatura ambiente, a influência da variação do diâmetro no momento resistente da viga é retratada na figura 56. Os resultados evidenciam que o aumento do diâmetro gera uma diminuição da sua capacidade resistente. Sendo que, a diminuição do diâmetro para  $d_0=0,8h$  em comparação com o MR, não tem um ganho expressivo de resistência e no caso do aumento da abertura para  $d_0=1,3h$  tem uma perda considerável.

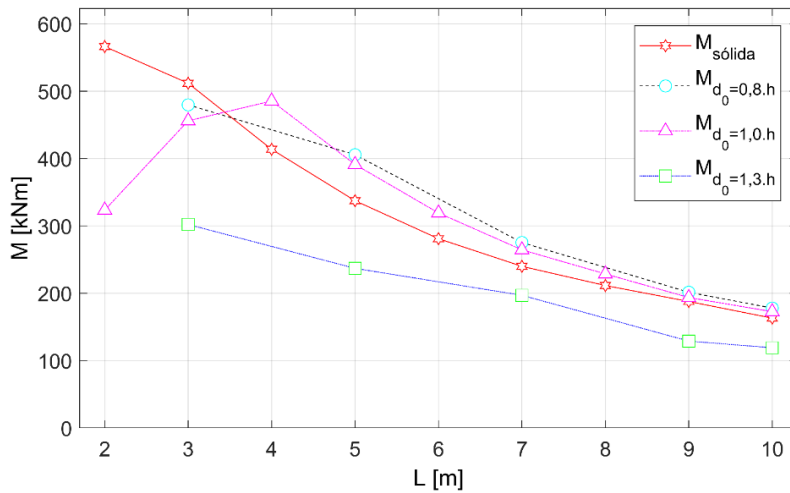


Figura 56. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 20 [°C].

Em temperaturas elevadas, retratadas nas figuras 57 a 59, nota-se que a tendência do comportamento evidenciado em temperaturas ambientes mantém-se. A diminuição da abertura, relativo ao caso MR, não gera valores de resistência consideravelmente diferentes. Ao passo que o aumento da abertura apresenta uma perda notória de resistência.

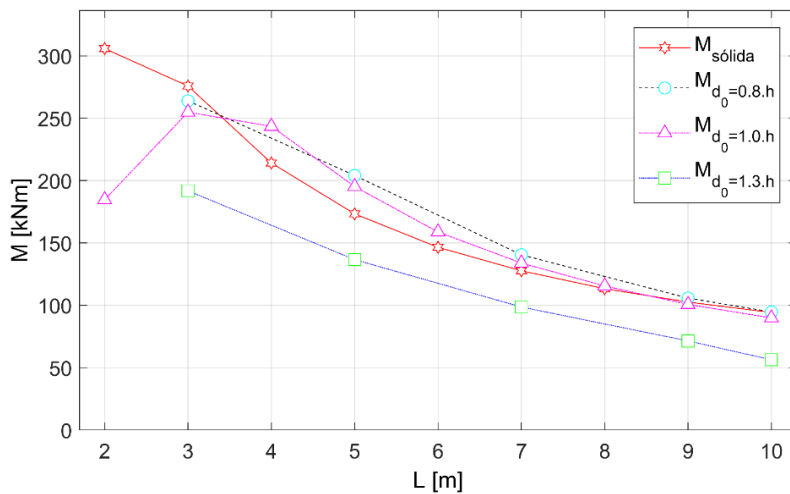


Figura 57. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 500 [°C].

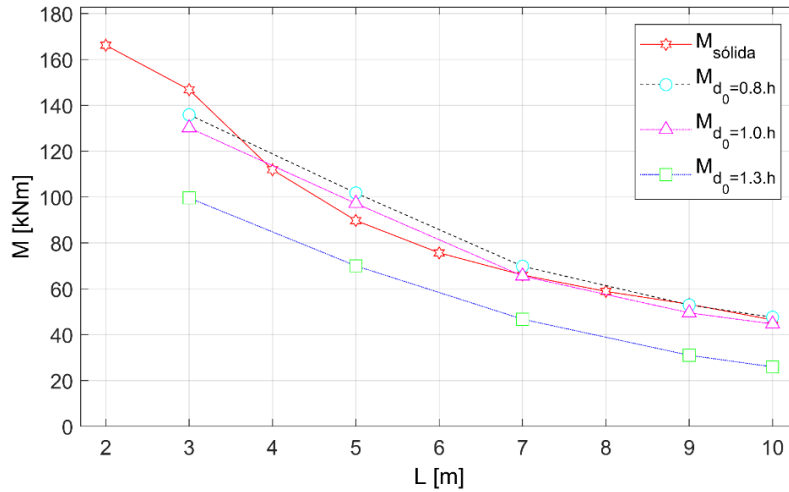


Figura 58. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 600 [°C].

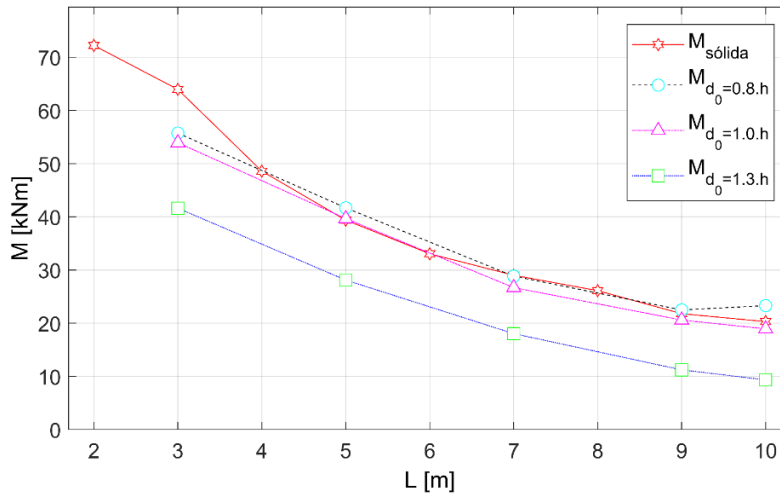


Figura 59. Momento resistente de vigas alveolares variando o diâmetro a 700 [°C].

Na tabela 14 é possível avaliar a diferença percentual (Dif. [%]) entre a diminuição e o aumento do diâmetro em relação ao caso MR.

Tabela 14. Diferença percentual entre a diminuição e o aumento do diâmetro.

L [m]	20 [°C]		500 [°C]		600 [°C]		700 [°C]	
	$d_0=0,8h$ Dif. [%]	$d_0=1,3h$ Dif. [%]	$d_0=0,8h$ Dif. [%]	$d_0=1,3h$ Dif. [%]	$d_0=0,8h$ Dif. [%]	$d_0=1,3h$ Dif. [%]	$d_0=0,8h$ Dif. [%]	$d_0=1,3h$ Dif. [%]
3	5.20%	-33.76%	3.57%	-24.73%	4.38%	-23.48%	3.35%	-22.84%
5	3.68%	-39.43%	4.56%	-30.02%	4.70%	-27.98%	5.08%	-29.14%
7	4.08%	-25.53%	4.93%	-26.30%	6.48%	-28.71%	8.00%	-32.43%
9	4.03%	-33.42%	5.06%	-29.06%	6.94%	-37.34%	9.23%	-45.49%
10	3.07%	-31.05%	5.32%	-37.31%	6.54%	-41.89%	23.01%	-50.64%

Em relação ao caso MR, cujo diâmetro da abertura é igual a  $1h$ , a diminuição de 20 % da abertura (caso  $d_0=0,8h$ ) não resultou em um aumento significativo de sua resistência, tendo um aumento médio de 6 %, aproximadamente. Entretanto, o aumento da abertura em 30 % (caso  $d_0=1,3h$ ) gerou uma diminuição da sua resistência, com média em torno de 30 %. Sendo que a diferença entre as resistências tende a aumentar com o aumento de temperatura.

A figura 60 expõe o comportamento resistente de vigas com espaçamentos das furações diferentes em temperatura ambiente. Os valores dos espaçamentos  $S=1,4d_0$  e  $S=1,7d_0$  não apresentam diferenças expressivas ao longo do seu comprimento, com exceção da viga de 3 [m]. É esperado que a viga mais curta tenha uma resistência maior no caso de maior espaçamento do furo, visto que o colapso é causado pela encurvadura do montante da alma, conforme visto no item 4.4.4, e uma maior largura do montante da alma assegura uma melhor resistência a essa encurvadura local. No caso  $S=1,1d_0$ , nota-se uma grande perda de resistência. Esse tipo de geometria, com largura do montante igual a 5 [cm], não apresenta uma capacidade resistente do montante da alma significativa quando comparada às demais. Atinge a ruptura com uma carga consideravelmente menor com o modo de colapso local de encurvadura do montante da alma.

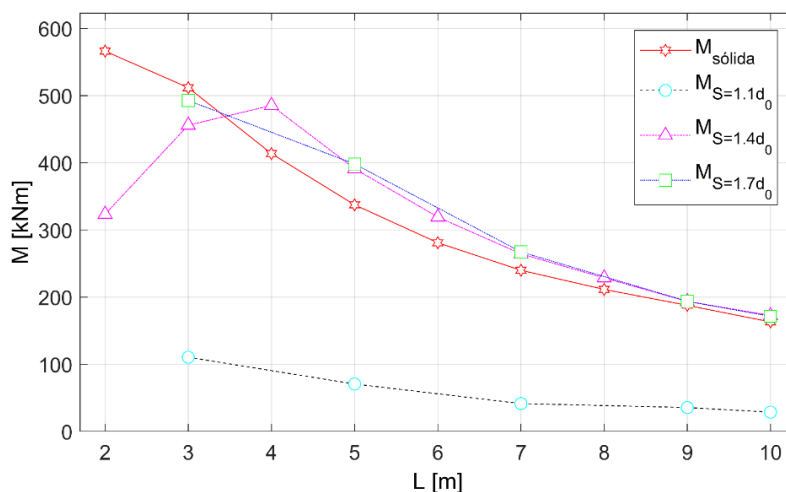


Figura 60. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 20 [°C].

Esse parâmetro possui o mesmo comportamento para as demais temperaturas, podendo ser visto nas figuras 61 a 63. As vigas com espaçamentos iguais a  $1,4d_0$  e  $1,7d_0$  possuem seus momentos resistentes semelhantes e a viga com espaçamento de  $1,1d_0$  apresenta o momento resistente reduzido.

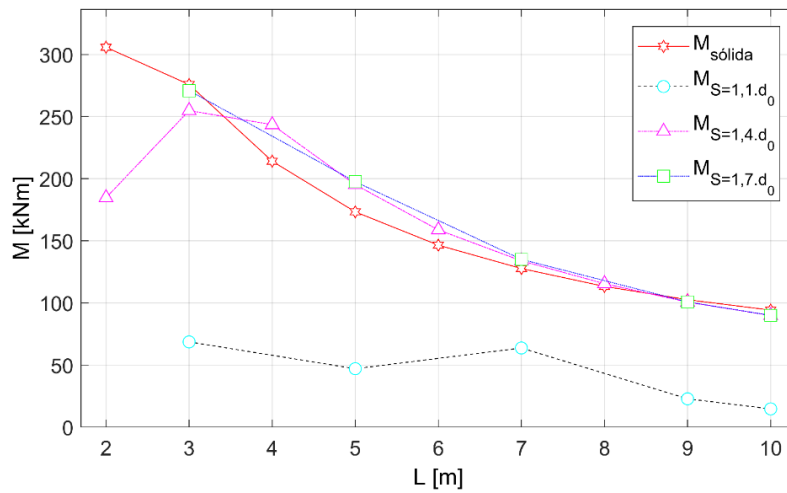


Figura 61. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 500 [°C].

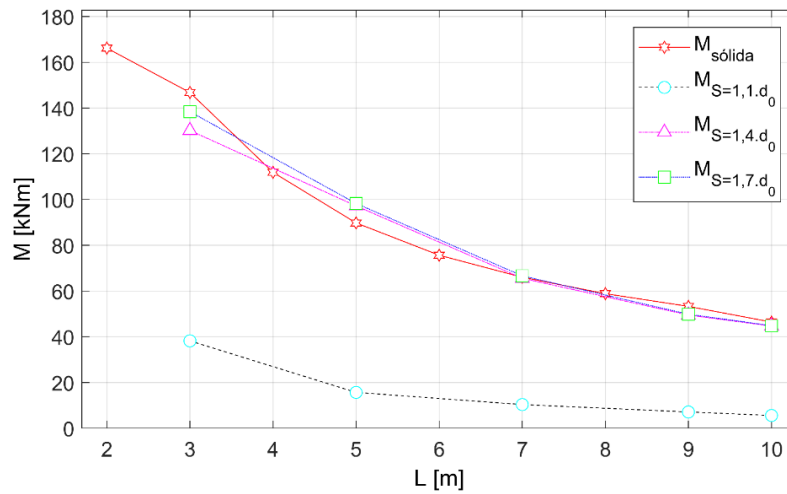


Figura 62. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 600 [°C].

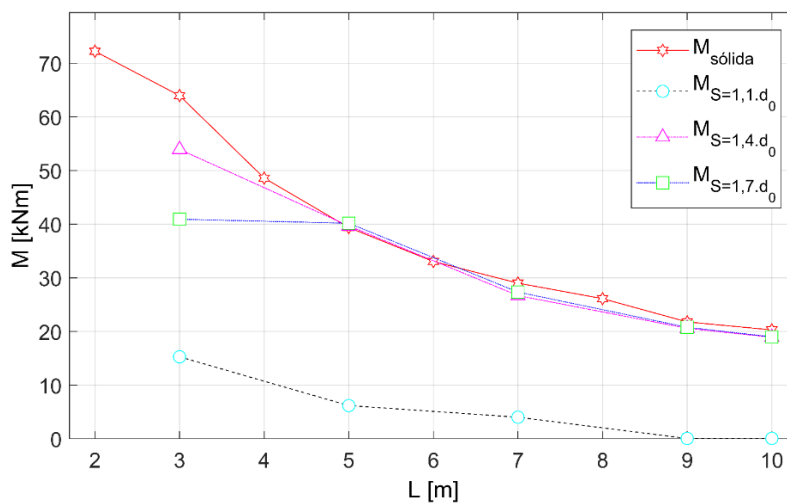


Figura 63. Momento resistente de vigas alveolares variando o espaçamento entre furos a 700 [°C].

Verifica-se a diferença percentual entre a diminuição e o aumento do espaçamento entre furos em relação ao caso MR na tabela 15.

Tabela 15. Diferença percentual entre a diminuição e o aumento do espaçamento entre furos.

L [m]	20 [°C]		500 [°C]		600 [°C]		700 [°C]	
	S=1,1d <sub>0</sub>	S=1,7d <sub>0</sub>	S=1,1d <sub>0</sub>	S=1,7d <sub>0</sub>	S=1,1d <sub>0</sub>	S=1,7d <sub>0</sub>	S=1,1d <sub>0</sub>	S=1,7d <sub>0</sub>
	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]
3	-75.78%	8.05%	-73.05%	6.32%	-70.65%	6.30%	-71.65%	-24.14%
5	-81.95%	1.79%	-75.89%	1.23%	-83.86%	1.10%	-84.37%	1.29%
7	-84.32%	1.10%	-52.40%	0.90%	-84.19%	1.63%	-84.90%	2.43%
9	-81.65%	0.05%	-77.33%	0.10%	-85.59%	0.71%	-99.66%	0.92%
10	-83.38%	-0.70%	-83.64%	0.09%	-87.47%	0.38%	-99.54%	0.32%

O aumento do espaçamento em 21,42 %, caso S=1,7d<sub>0</sub>, não resultou em um ganho de resistência para a viga, sendo a diferença percentual média igual a 0,49 %, ou seja, sua resistência a encurvadura é praticamente igual a resistência do caso MR. Por outro lado, a diminuição pela mesma proporção, caso S=1,1d<sub>0</sub>, torna a largura do montante em uma largura extremamente fina, a resistência diminui a ponto de apresentar uma diferença média de 80 %, isto é, a viga possui apenas 20 % da resistência de MR.

Os momentos resistentes nos casos em que há a variação da altura da seção são representadas na figura 64 para temperatura ambiente. Pelo gráfico é possível observar que o aumento da altura da seção propicia, geralmente, em um aumento da resistência à encurvadura lateral torsional, casos em que os comprimentos são superiores a 4 [m]. Nos casos em que ocorrem a encurvadura do montante da alma, vigas mais curtas, o perfil com maior altura apresenta menor resistência.

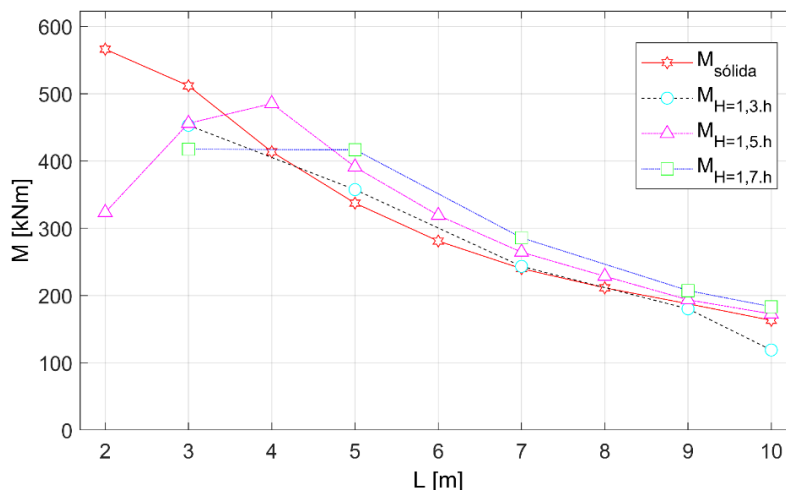


Figura 64. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 20 [°C].

Em temperaturas elevadas, representadas nas figuras 65 a 67, o comportamento segue a mesma tendência evidenciada em temperaturas ambientes. Nos casos em que ocorre o colapso por encurvadura do montante da alma, o aumento da altura consiste na perda de resistência e em casos onde o colapso é devido à encurvadura lateral torsional, o aumento da altura da seção equivale em um aumento do momento resistente.

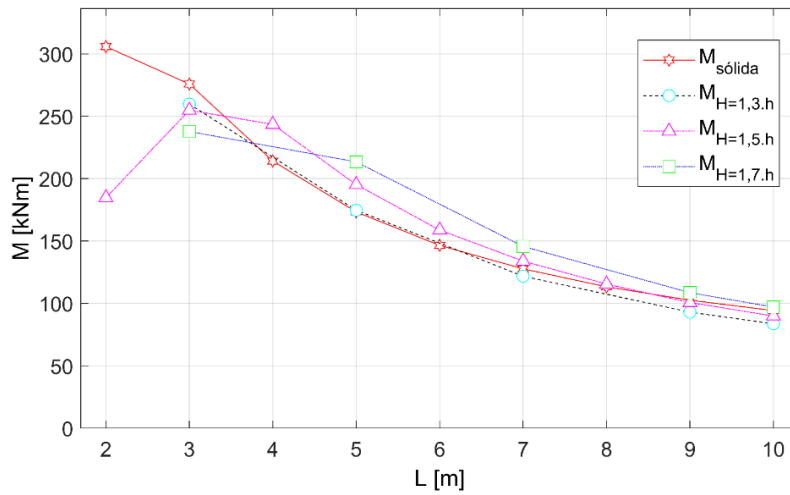


Figura 65. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 500 [°C].

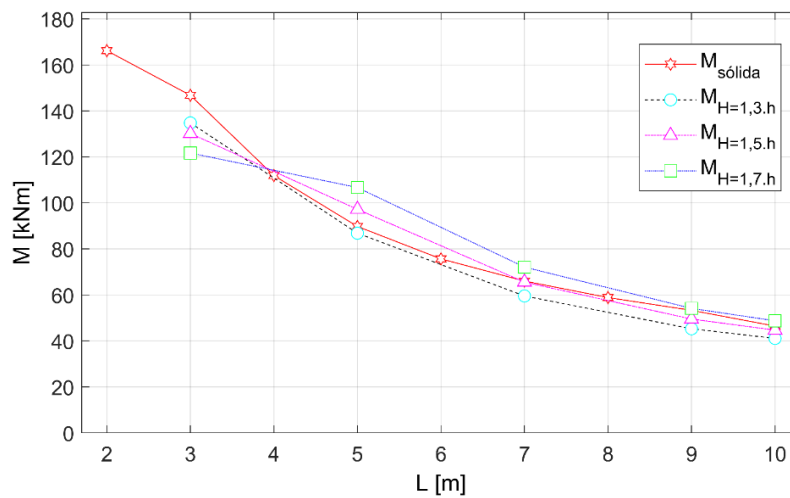


Figura 66. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 600 [°C].

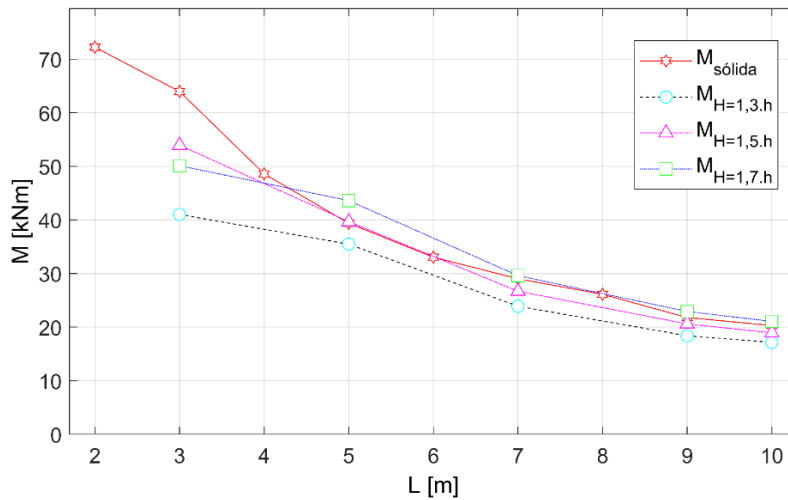


Figura 67. Momento resistente de vigas alveolares variando a altura a 700 [°C].

A diferença percentual entre a diminuição e o aumento da altura da seção em relação ao caso MR é exibida na tabela 16.

Tabela 16. Diferença percentual entre a diminuição e o aumento da altura.

L [m]	20 [°C]		500 [°C]		600 [°C]		700 [°C]	
	H=1,3h	H=1,7h	H=1,3h	H=1,7h	H=1,3h	H=1,7h	H=1,3h	H=1,7h
	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]	Dif. [%]
3	-0.64%	-8.47%	1.96%	-6.67%	3.53%	-6.53%	-23.95%	-7.10%
5	-8.62%	6.55%	-10.50%	9.32%	-10.68%	9.75%	-10.56%	9.93%
7	-7.98%	8.09%	-9.04%	8.81%	-9.19%	9.94%	-10.49%	10.90%
9	-6.92%	7.08%	-7.67%	7.85%	-8.52%	9.37%	-10.73%	11.26%
10	-31.05%	6.20%	-6.95%	8.01%	-8.08%	9.08%	-9.45%	11.25%

O aumento de 13 % da altura da seção em relação ao caso MR, aproximadamente, resulta em um aumento médio de 5,73 % do momento resistente. Enquanto que, na diminuição da altura na mesma proporção a redução da resistência tem média de 9,28 %.

#### 4.4.6. Comparação entre o momento resistente obtido pelo ANSYS e o momento resistente à encurvadura lateral pelo Eurocódigo 3

Os resultados das resistências das vigas sólidas obtidos com as simulações numéricas e com as expressões sugeridas pelos métodos simplificados do Eurocódigo 3 parte 1-1 a temperatura ambiente pela equação 45, [50], e Eurocódigo 3 parte 1-2 para

temperaturas elevadas pela equação 64, [49], e por Vila Real nos casos das vigas sólidas em temperaturas elevadas, [18], mostram grande proximidade.

É exibida a relação entre o momento calculado de cada tipologia pela esbelteza normalizada na figura 68.

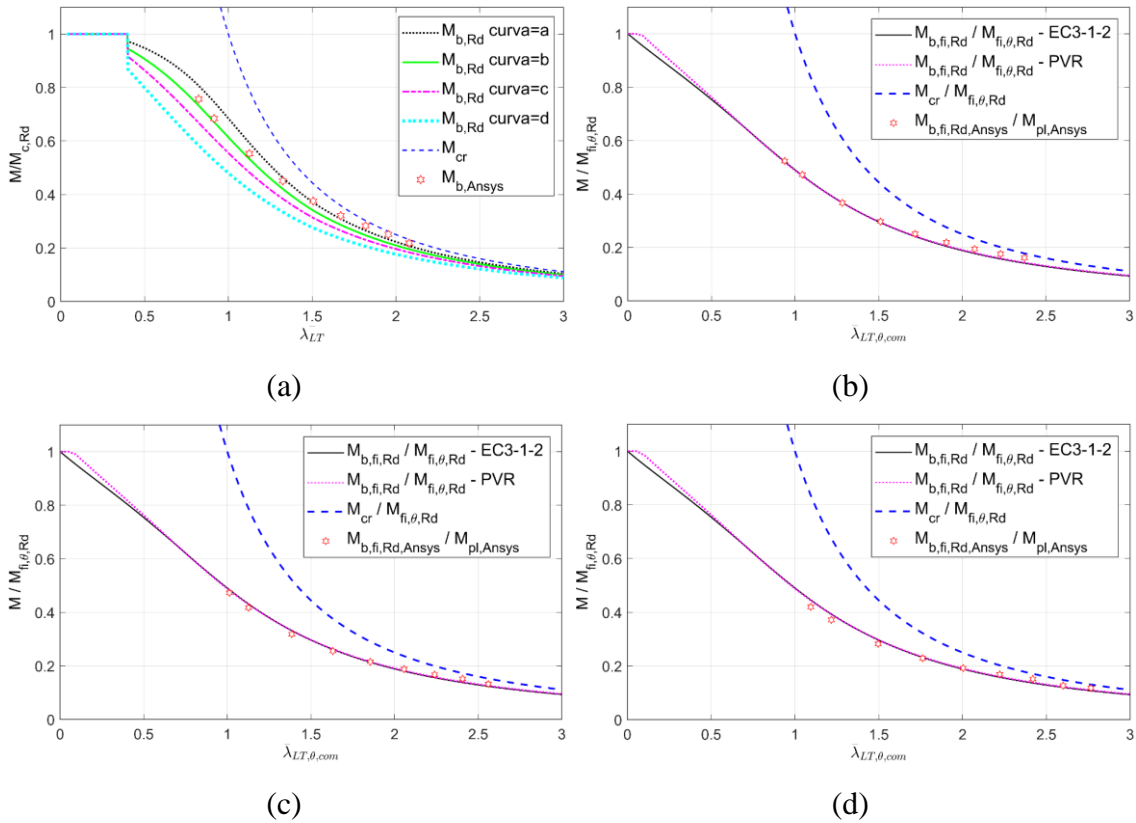


Figura 68. Gráficos das resistências de vigas sólidas a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

Da mesma forma, é feita a comparação entre os resultados das simulações numéricas das vigas alveolares com os resultados do método simplificado. Os gráficos de temperatura ambiente são compostos pelas quatro diferentes curvas de encurvadura da norma, para que seja possível encontrar uma relação de proximidade entre os resultados numéricos e alguma curva específica. Os resultados dos momentos resistentes a encurvadura do Eurocódigo foram calculados pela curva de imperfeição “c”, conforme recomendado por Sonck, [12].

Na figura 69, em que se é analisado o caso do modelo de referência, observa-se que nas vigas com esbeltezas normalizadas iguais ou superiores a 1,5, a resistência do ANSYS tende a seguir a curva proposta pela norma. Vigas com esbeltezas menores têm a localização dos pontos mais dispersos. É pressuposto que as vigas mais curtas não sigam a curva de encurvadura lateral, uma vez que o momento resistente está relacionado ao seu

modo de colapso local. Em temperatura ambiente, a posição dos momentos resistentes encontra-se entre a curva “a” e “b”. Em temperaturas elevadas, os pontos de resistência adquiridos pelo ANSYS encontram-se abaixo da curva da norma, porém, ao passo que aumenta o comprimento, os pontos tendem a aproximar-se da curva até ficarem sobrepostos.

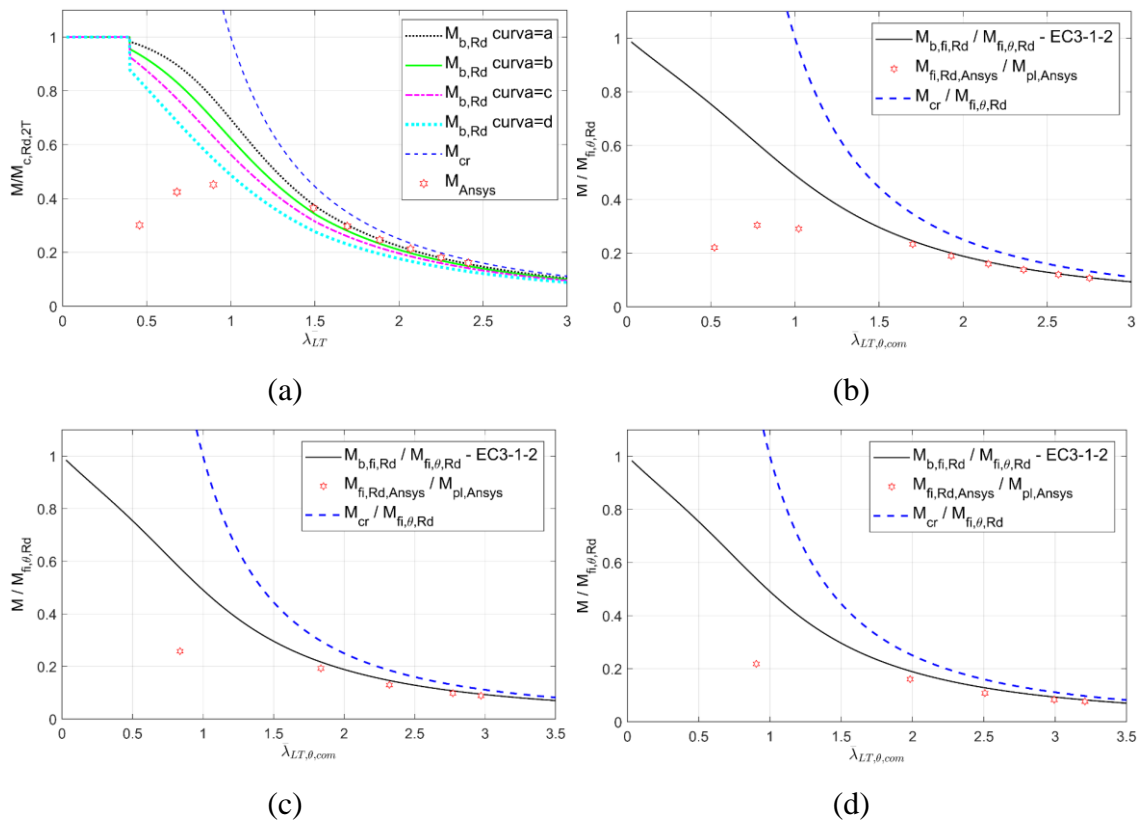


Figura 69. Gráficos das resistências de vigas alveolares – modelo de referência (MR) a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

A tabela 17 apresenta a relação entre os momentos resistentes obtidos pelo método numérico e simplificado das vigas do caso MR. Nota-se que na viga mais curta, a razão entre os momentos tem um valor mais baixo do que quando comparado a vigas mais compridas. As resistências calculadas pelo MEF em vigas com comprimento de 3 [m] apresentam uma média de 37,8 % da resistência calculada pela norma. Já em vigas mais compridas, a razão aumenta, indicando uma maior concordância entre os resultados, visto que os momentos resistentes nesses casos aproximam-se do momento elástico e a viga deforma-se por encurvadura lateral torsional. Vigas com comprimentos menores são mais suscetíveis a colapsar por outros modos de instabilidade, como encurvadura do montante

da alma ou colapso devido a esforços de corte. A resistência calculada pelo ANSYS tem em média um valor de 65,5 % do valor da resistência calculada pela norma.

Tabela 17. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar do caso MR.

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
2	9.01E+02	3.23E+02	0.359	6.23E+02	1.85E+02	0.297
3	7.37E+02	4.56E+02	0.618	5.09E+02	2.55E+02	0.500
4	5.88E+02	4.85E+02	0.826	4.02E+02	2.44E+02	0.606
5	4.64E+02	3.91E+02	0.842	3.15E+02	1.95E+02	0.619
6	3.70E+02	3.19E+02	0.863	2.51E+02	1.59E+02	0.633
7	2.98E+02	2.64E+02	0.886	2.04E+02	1.34E+02	0.656
8	2.51E+02	2.29E+02	0.912	1.70E+02	1.16E+02	0.680
9	2.15E+02	1.94E+02	0.901	1.44E+02	1.01E+02	0.698
10	1.87E+02	1.73E+02	0.922	1.25E+02	89.9	0.721

L [km]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	2.90E+02	1.30E+02	0.449	1.33E+02	53.9	0.405
5	1.72E+02	97.2	0.567	75.3	39.7	0.527
7	1.09E+02	65.6	0.603	46.9	26.7	0.569
9	76.2	49.5	0.649	32.6	20.6	0.631
10	65.8	44.7	0.679	28.1	18.9	0.674

A relação do momento resistente das vigas do caso  $d_0=0,8h$  entre os dois métodos é representada na figura 70. Em temperatura ambiente, os pontos obtidos pelo ANSYS ficam localizados entre as curvas “a” e “b”. Em temperaturas elevadas, a resistência obtida pelo *software* fica próxima a curva do Eurocódigo, porém, abaixo dela. Isso indica que a resistência calculada pelo método simplificado está sobredimensionada quando comparada com o método numérico. Nas quatro situações, a viga de menor esbelteza, comprimento igual a 3 [m], possui o ponto da resistência distante da curva de resistência a encurvadura lateral torsional.

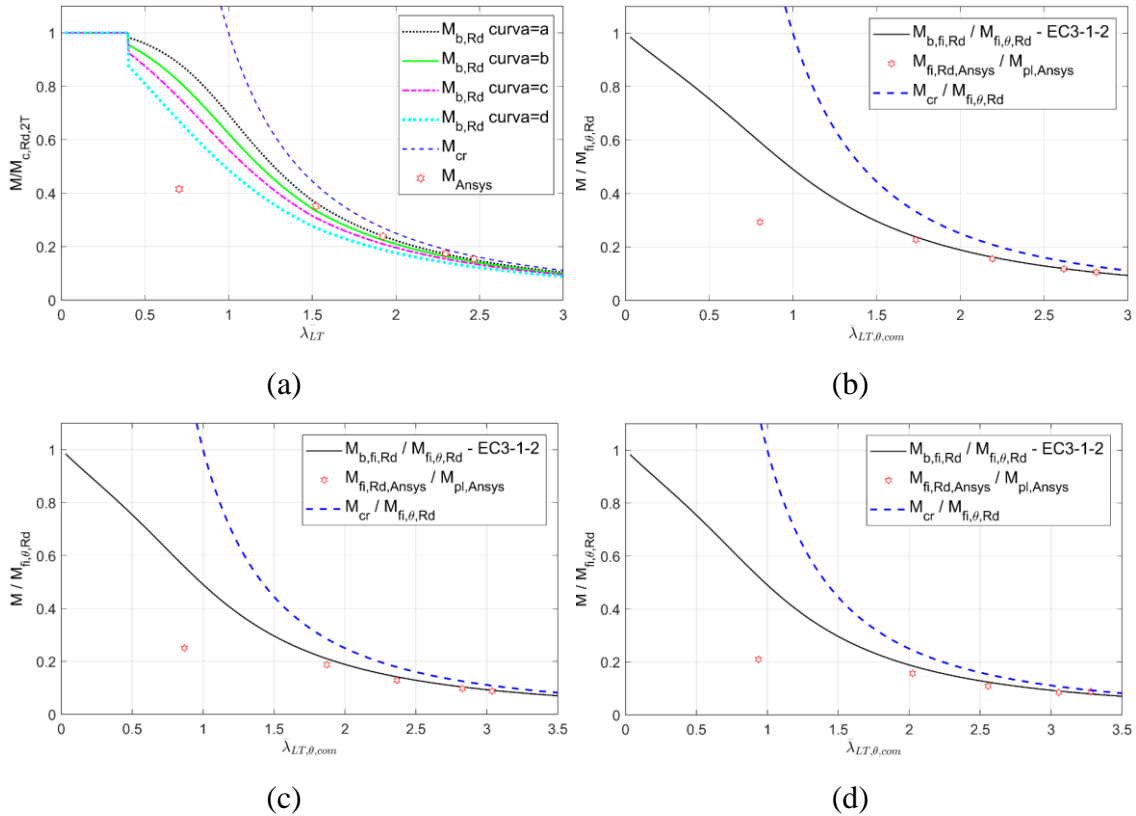


Figura 70. Gráficos das resistências de vigas alveolares com  $d_0=0,8h$  a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

Pela tabela 18, é possível verificar a proximidade dos valores obtidos pelo método numérico e pelo Eurocódigo no caso  $d_0=0,8h$ . A medida em que se aumenta o comprimento, os valores das resistências da norma são mais coincidentes com o valor do ANSYS. E, geralmente, conforme aumenta o valor da temperatura, as resistências entre os métodos ficam mais distintas. A resistência obtida pelo programa tem um valor de 65,4 % do valor da resistência da norma, em média.

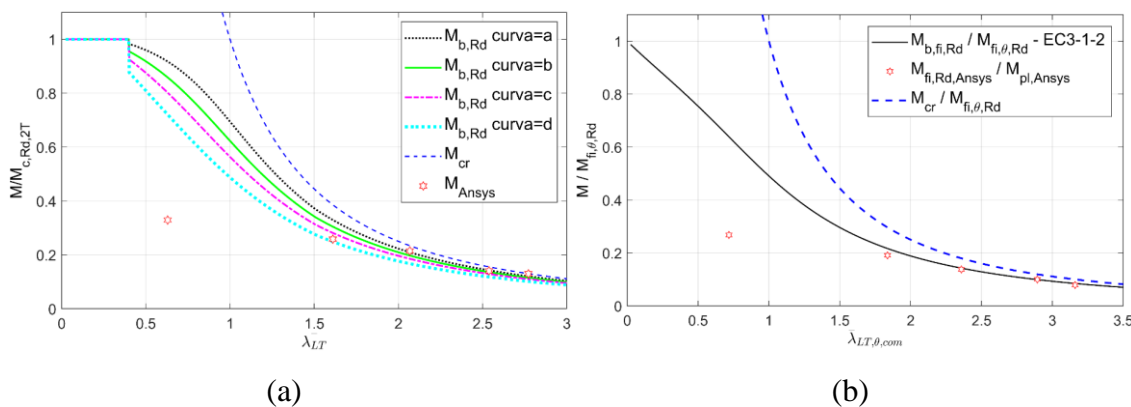
Tabela 18. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com  $d_0=0,8h$ .

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	8.73E+02	4.80E+02	0.549	5.34E+05	2.64E+05	0.494
5	5.52E+02	4.05E+02	0.734	3.24E+05	2.04E+05	0.629
7	3.46E+02	2.75E+02	0.794	2.08E+05	1.40E+05	0.674
9	2.45E+02	2.01E+02	0.822	1.47E+05	1.06E+05	0.719
10	2.12E+02	1.78E+02	0.839	1.27E+05	9.47E+04	0.744

L [m]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	3.03E+02	1.36E+02	0.448	1.39E+02	55.7	0.402
5	1.76E+02	1.02E+02	0.578	77.1	41.7	0.541
7	1.11E+02	69.8	0.629	47.8	28.8	0.603
9	77.7	53.0	0.682	33.2	22.5	0.677
10	67.0	47.6	0.710	28.6	23.3	0.814

A figura 71 apresenta os valores da resistência normalizada para o caso  $d_0=1,3h$ . Em temperatura ambiente, os pontos da resistência do ANSYS não seguem uma curva específica do Eurocódigo 3. Em altas temperaturas, os pontos apresentam uma propensão a manterem-se abaixo da curva de encurvadura lateral calculada pela norma.



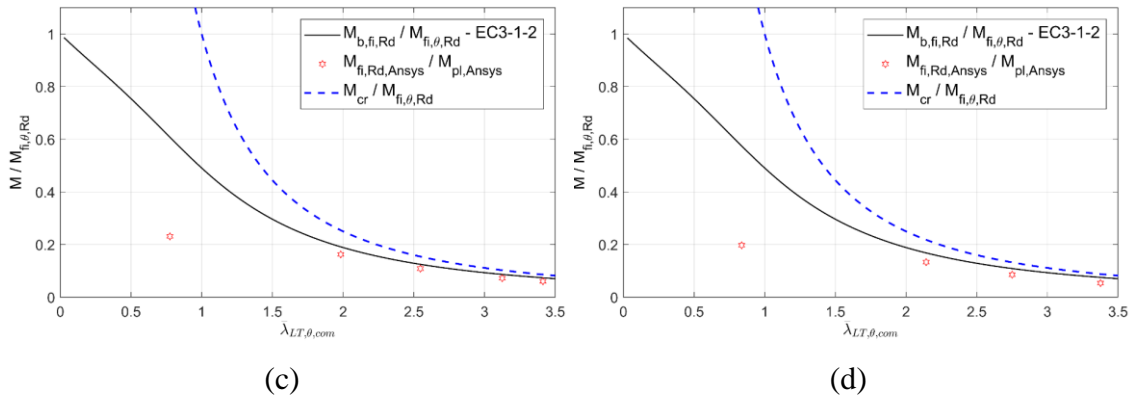


Figura 71. Gráficos das resistências de vigas alveolares com  $d_0=1,3h$  a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

Torna-se mais evidente a baixa relação entre os valores das resistências dos dois métodos quando são comparados os valores para as vigas com  $d_0=1,3h$ , tabela 19. Há um decréscimo da relação quando se aumenta a temperatura, em que o caso mais crítico denota uma resistência do método numérico de apenas 34,5 % da resistência do Eurocódigo e a média de todas as situações apresenta uma resistência igual 44,7 %.

Tabela 19. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com  $d_0=1,3h$ .

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	7.36E+02	3.02E+02	0.410	4.57E+02	1.92E+02	0.419
5	5.03E+02	2.37E+02	0.471	2.96E+02	1.37E+02	0.462
7	3.28E+02	1.97E+02	0.601	1.95E+02	98.7	0.506
9	2.31E+02	1.29E+02	0.559	1.39E+02	71.4	0.515
10	2.00E+02	1.19E+02	0.596	1.20E+02	56.4	0.470

L [m]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [N.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	2.62E+02	99.6	0.380	1.21E+02	41.6	0.343
5	1.62E+02	70.0	0.432	71.6	28.1	0.393
7	1.04E+02	46.8	0.448	45.2	18.0	0.399
9	73.5	31.0	0.422	31.5	11.2	0.356
10	63.4	26.0	0.410	27.1	9.35	0.345

A comparação das resistências do caso  $S=1,1d_0$  é apresentada na figura 72. Como discutido anteriormente, no tópico 4.4.4, essa geometria de viga não possui colapso por

encurvadura lateral em nenhuma situação variando o seu comprimento e sua temperatura. Conseqüentemente, é expectado que sua resistência não seja minimamente próxima à resistência à encurvadura lateral calculada pela norma. Esse efeito pode ser observado nas quatro temperaturas.

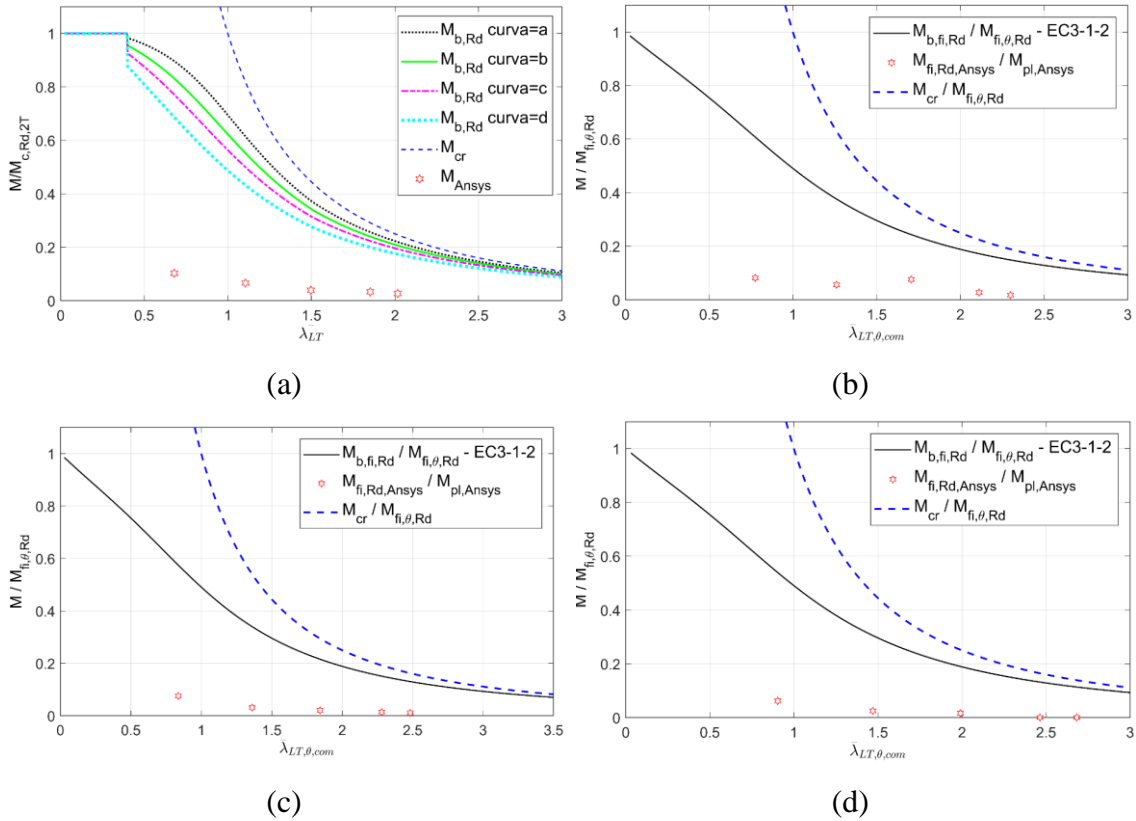


Figura 72. Gráficos das resistências de vigas alveolares com  $S=1,1d_0$  a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

A tabela 20, a qual compara as resistências dos dois métodos no caso  $S=1,1d_0$ , ressalta em valores numéricos o resultado exposto acima. A média geral da resistência do ANSYS desse caso é igual a 11,7 % da resistência calculada pelo Eurocódigo.

Esse efeito da baixa resistência é justificado pelos valores das resistências à encurvadura e plástica do montante da alma serem baixos, comparados aos valores do MR, conforme indicado no item 4.4.1. O caso  $S=1,1d_0$  apresenta apenas 6,26 % do valor do momento resistente plástica do montante da alma e 25 % do valor da resistência à encurvadura do montante.

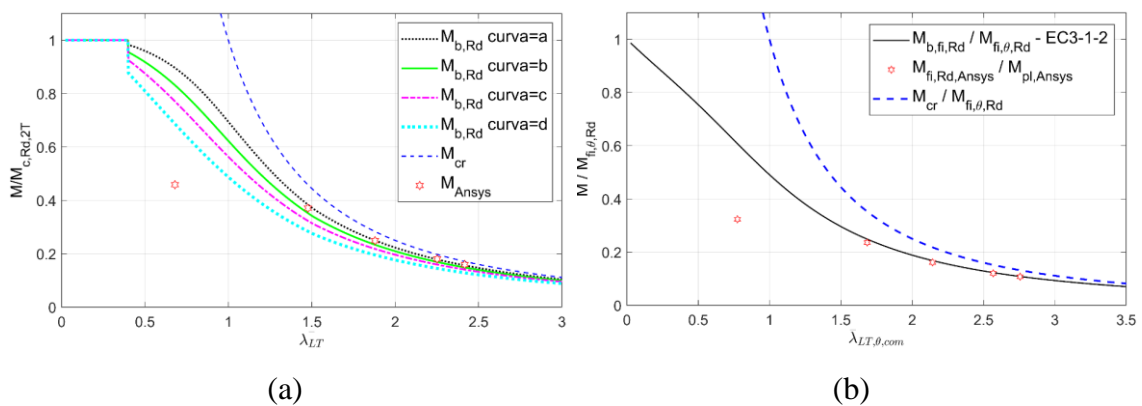
Tabela 20. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com  $S=1,1d_0$ .

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	8.28E+02	1.10E+02	0.133	5.09E+02	68.7	0.135
5	5.37E+02	70.6	0.131	3.15E+02	47.1	0.149
7	3.39E+02	41.5	0.122	2.04E+02	63.7	0.312
9	2.40E+02	35.5	0.148	1.44E+02	22.8	0.158
10	2.08E+02	28.7	0.138	1.25E+02	14.7	0.118

L [m]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	2.90E+02	38.2	0.132	1.33E+02	15.3	0.115
5	1.72E+02	15.7	0.091	75.3	6.20	0.082
7	1.09E+02	10.4	0.095	46.9	4.03	0.086
9	76.2	7.14	0.094	32.6	7.04	0.002
10	65.8	5.60	0.085	28.1	8.69	0.003

Os gráficos da resistência calculadas por ambos os métodos no caso  $S=1,7d_0$  são expostos na figura 73. Em temperatura ambiente, nos casos em que o modo de falha é a encurvadura lateral, os pontos obtidos pelo ANSYS são situados entre as curvas “a” e “b”. Em temperaturas elevadas, os pontos ficam próximos a curva do Eurocódigo, sobrepostos e por vezes abaixo da curva. Na viga de comprimento igual a 3 [m], situação em que o colapso é devido a encurvadura local do montante, o ponto da resistência adquirido pelo método numérico é localizado distante da resistência calculada pela norma para a sua esbelteza, indicando um resultado considerado inseguro.



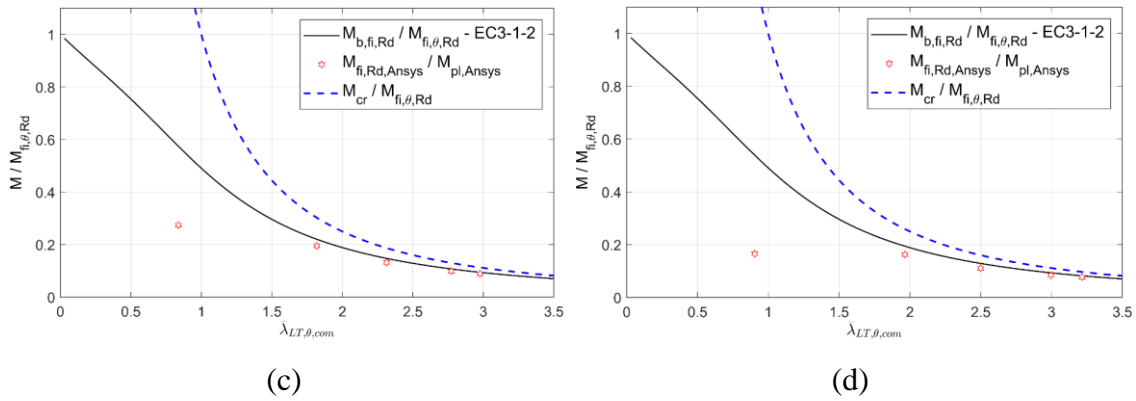


Figura 73. Gráficos das resistências de vigas alveolares com  $S=1,7d_0$  a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

A tabela 21, compara as resistências dos dois métodos no caso  $S=1,7d_0$ . O comportamento segue a mesma tendência observada nos outros casos. À medida que a temperatura aumenta, a relação entre as resistências obtidas pelo *software* e pelo Eurocódigo diminui e, conforme se aumenta o comprimento, a relação entre as duas aumenta. A resistência do ANSYS apresentou uma média de 63,7 % da resistência do Eurocódigo.

Tabela 21. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com  $S=1,7d_0$ .

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	8.28E+02	4.93E+02	0.595	5.09E+02	2.71E+02	0.532
5	5.37E+02	3.98E+02	0.741	3.15E+02	1.98E+02	0.627
7	3.39E+02	2.67E+02	0.788	2.04E+02	1.35E+02	0.662
9	2.40E+02	1.94E+02	0.807	1.44E+02	1.01E+02	0.699
10	2.08E+02	1.71E+02	0.825	1.25E+02	90.0	0.721

L [m]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	2.90E+02	1.38E+02	0.477	1.33E+02	40.9	0.307
5	1.72E+02	98.3	0.573	75.3	40.2	0.533
7	1.09E+02	66.7	0.613	46.9	27.4	0.583
9	76.2	49.9	0.654	32.6	20.8	0.637
10	65.8	44.9	0.682	28.1	19.0	0.676

No que se refere ao caso  $H=1,3h$ , a figura 74 ilustra as curvas calculadas pelo Eurocódigo 3 e os pontos de resistência obtidos pelo ANSYS. A temperatura ambiente, os resultados do método numérico têm a tendência de posicionarem-se entre as curvas “a” e “b” nos casos onde o colapso é devido a encurvadura lateral. Em temperaturas elevadas, os resultados numéricos frequentemente ficam localizados abaixo da curva calculada pela norma, com exceção do caso da viga de 10 [m], que por situar-se acima considerar-se-ia segura no dimensionamento pelo método simplificado.

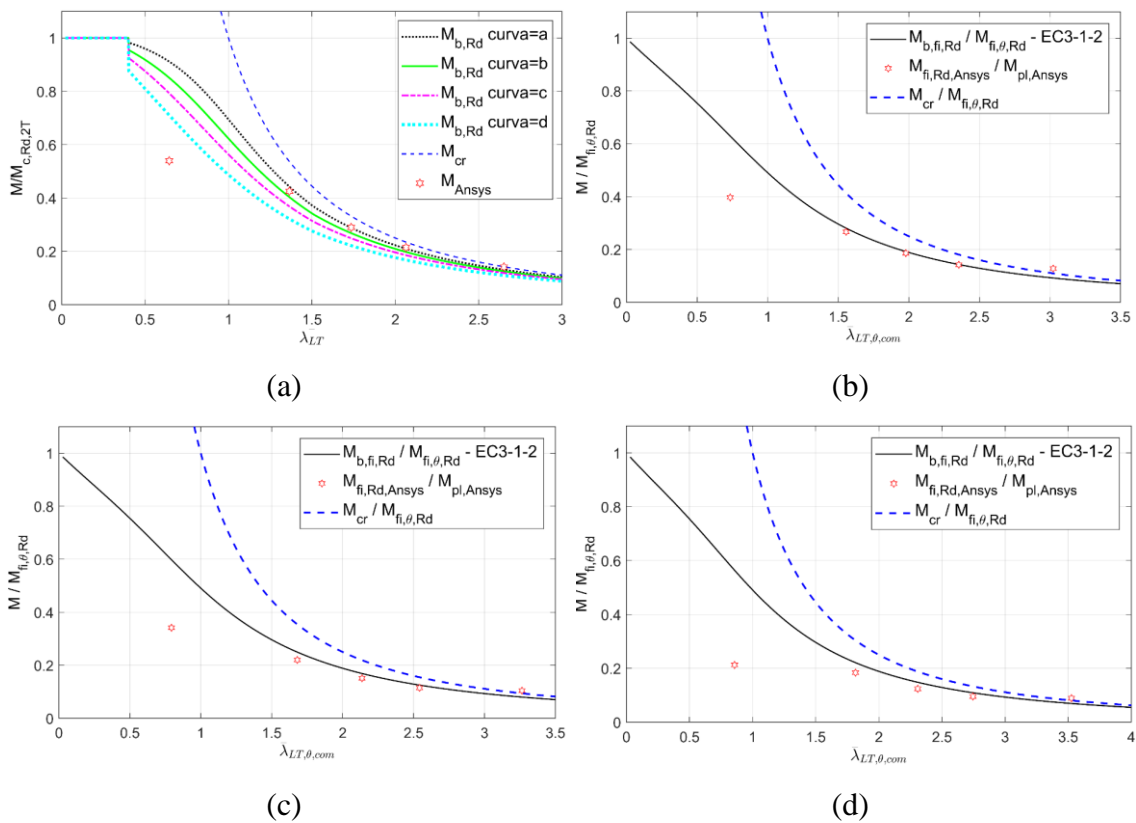


Figura 74. Gráficos das resistências de vigas alveolares com  $H=1,3h$  a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

A relação entre os momentos resistentes obtidos pelo método numérico e simplificado no caso  $H=1,3h$  é apresentada na tabela 22. Percebe-se que nas diferentes temperaturas, conforme aumenta-se o comprimento da viga, a razão entre os momentos de ambos os métodos aumenta, indicando uma maior compatibilidade entre os resultados. Além de que, com o aumento da temperatura, os dados entre as duas metodologias tornam-se mais divergentes. A resistência do ANSYS proporciona uma média de 66,3 % da resistência do Eurocódigo.

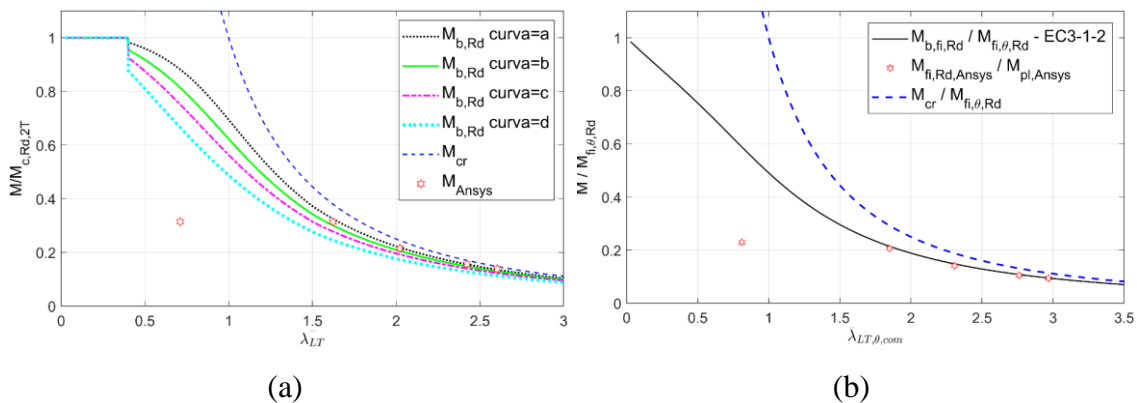
Tabela 22. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com H=1,3h.

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	6.66E+02	4.53E+02	0.680	4.12E+02	2.60E+02	0.630
5	4.52E+02	3.57E+02	0.792	2.66E+02	1.75E+02	0.658
7	2.97E+02	2.43E+02	0.820	1.77E+02	1.22E+02	0.689
9	2.12E+02	1.80E+02	0.851	1.27E+02	93.0	0.731
10	1.85E+02	1.19E+02	0.644	1.11E+02	83.7	0.754

L [m]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	2.36E+02	1.35E+02	0.571	1.09E+02	41.0	0.377
5	1.45E+02	86.8	0.598	64.1	35.5	0.554
7	94.5	59.5	0.630	40.9	23.9	0.585
9	67.5	45.3	0.672	28.9	18.4	0.635
10	58.6	41.1	0.701	25.1	17.2	0.684

Na figura 75, exibe-se os gráficos das resistências calculadas pelos dois métodos no caso H=1,7h. Em temperatura ambiente, os pontos obtidos pelo ANSYS têm a tendência de situarem-se entre as curvas “a” e “b”, quando o colapso é devido a encurvadura global da viga. Em temperaturas elevadas, os pontos ficam próximos a curva calculada pela norma, porém é observado que em algumas situações são localizados abaixo, logo são tidos como inseguros.



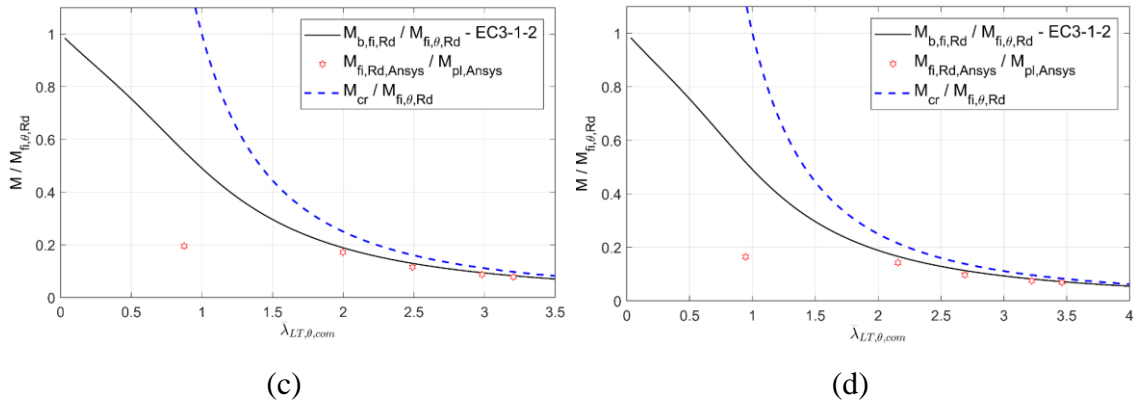


Figura 75. Gráficos das resistências de vigas alveolares com H=1,7h a (a) 20 [°C], (b) 500 [°C], (c) 600 [°C], (d) 700 [°C].

Pela tabela 23, comparam-se os valores obtidos pelo método numérico e pelo Eurocódigo no caso H=1,7h. Conforme aumenta-se o comprimento, os valores das resistências da norma aproximam-se mais dos valores do programa. E, em praticamente todas as vigas, verifica-se que o aumento da temperatura propicia resultados mais divergentes entre um método e outro. A resistência obtida pelo ANSYS tem, em média, um valor igual a 59,2 % da resistência calculada pela norma.

Tabela 23. Comparação entre os métodos numérico e simplificado em relação ao momento resistente da viga alveolar com H=1,7h.

L [m]	20 [°C]			500 [°C]		
	$M_{b,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	9.97E+02	4.17E+02	0.419	6.09E+02	2.38E+02	0.390
5	6.22E+02	4.17E+02	0.670	3.65E+02	2.13E+02	0.584
7	3.85E+02	2.86E+02	0.742	2.32E+02	1.46E+02	0.629
9	2.69E+02	2.07E+02	0.772	1.61E+02	1.09E+02	0.673
10	2.31E+02	1.83E+02	0.794	1.39E+02	97.1	0.701

L [m]	600 [°C]			700 [°C]		
	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$	$M_{b,fi,t,Rd,EC3}$ [kN.m]	$M_{Ansys}$ [kN.m]	$\frac{M_{Ansys}}{M_{b,fi,t,Rd,EC3}}$
3	3.46E+02	1.22E+02	0.352	1.58E+02	5.01	0.317
5	1.98E+02	1.07E+02	0.539	86.7	4.36	0.503
7	1.23E+02	72.1	0.585	53.0	2.96	0.559
9	85.1	54.2	0.637	36.4	2.29	0.631
10	72.9	48.8	0.668	31.1	2.11	0.677

Em todos os casos, por mais que o ponto do momento resistente gerado pelo programa esteja posicionado próximo à curva de encurvadura do Eurocódigo, nota-se que os momentos resistentes entre os métodos simplificado e numérico apresentam divergência entre os dados. O momento resistente gerado pelo ANSYS tem em média 53,8 % da resistência calculada pelo Eurocódigo 3.

Não é possível visualizar essa diferença graficamente, pois os resultados são apresentados em função de sua esbelteza normalizada que, conforme apontado no Anexo B, as esbeltezas obtidas pelo método numérico são maiores que as esbeltezas obtidas pelo cálculo analítico. Por consequência, os pontos gerados pelo *software* apresentam um deslocamento para a direita e, sendo assim, não se pode afirmar com certeza qual a curva de encurvadura mais adequada para as vigas alveolares.

Desta maneira, o gráfico por vezes pode apresentar um resultado falso-positivo, ou seja, um resultado que visualmente aparenta ser seguro, efetivamente não é. Sendo assim, os resultados devem ser analisados caso a caso, ou em função de seu comprimento, para que não se tenha incoerência nas análises.

Outro fator fundamental a se ter atenção é que, apesar do modo de colapso da viga alveolar ser encurvadura lateral torsional em alguns casos, pode existir a combinação desse modo com a encurvadura local no montante da alma, que diminui o momento resistente a encurvadura lateral da viga.

## 5. CONCLUSÕES

### 5.1. Conclusão geral

O desenvolvimento do presente estudo foi realizado por meio de simulações numéricas de vigas alveolares em que foram variados seus parâmetros geométricos, nomeadamente o diâmetro de abertura, o espaçamento entre as aberturas e a altura final do perfil. Foram realizadas 201 simulações numéricas, dentre vigas alveolares e sólidas, em que são feitas a análise de encurvadura linear elástica e análises não lineares materiais e geométricas. Os métodos simplificados que serviram como comparação são os encontrados no Eurocódigo 3 parte 1-1, no Eurocódigo 3 parte 1-2 e no guia SCI-P355.

Conclui-se que, de uma forma geral, os modos de colapso estão mais associados ao comprimento da viga do que os parâmetros geométricos relativos à abertura. Verificou-se que em vigas curtas o modo de colapso é local e em vigas mais longas o colapso é devido à encurvadura lateral torsional.

Nas vigas curtas, em que a altura da alma de um Tê é relativamente pequena, especificamente nos casos  $d_0=1,3h$  e  $H=1,3h$ , ocorre a formação do mecanismo de Vierendeel. E em vigas curtas de demais geometrias, o modo de colapso é ocasionado pela encurvadura do montante da alma. O efeito das tensões de Von Mises é dissipado com o aumento da temperatura, apesar de não haver mudanças em relação ao seu modo de falha.

Observou-se ainda que o aumento do diâmetro das aberturas diminui a sua capacidade resistente, podendo ficar menor do que a da viga sólida que originou a viga alveolar. A variação do espaçamento entre as furações não gera diferenças expressivas na sua capacidade resistente quando esta não possui uma largura do montante da alma

excessivamente pequena, o que pode provocar momentos resistentes muito abaixo da resistência inicial da viga sólida. A variabilidade da altura da seção não mostrou resultados significativos de mudança do momento resistente.

Portanto, é possível perceber que a capacidade resistente da viga aumenta quando a geometria da viga proporciona o aumento da resistência plástica da seção transversal e da resistência plástica do montante da alma.

Os resultados do momento de resistência gerados pelo ANSYS equivalem, em média, 53,8 % dos resultados calculados pela formulação do Eurocódigo. À vista disso, conclui-se que as considerações feitas para a determinação do momento resistente via analítica são insuficientes, como por exemplo a metodologia da seção-2Tê. Pois proporcionam resultados majorados comparados aos obtidos por meio da simulação numérica. Porém, seria necessário um estudo experimental para comprovar esse resultado e realizar a calibração das simulações numéricas.

No que diz respeito à influência de tensões residuais na alma, considerando ou não essas tensões, a capacidade resistente da viga permanece a mesma em temperaturas de 20 [°C] e 500 [°C]. Inclusivamente, os seus modos de colapso mantêm-se os mesmos.

## 5.2. Sugestões para trabalhos futuros

A investigação do tema do trabalho permitiu idealizar algumas sugestões para estudos futuros, sendo eles descritos na sequência.

1. Analisar o comportamento mecânico da viga alveolar com três tipos de cargas diferentes: carga concentrada, carga distribuída e momento aplicado;
2. Aplicar a configuração do padrão de tensões residuais na alma (TR2) em diversas temperaturas elevadas;
3. Aprofundar o estudo variando apenas um parâmetro geométrico, como por exemplo avaliar a resistência para mais valores de espaçamento entre furos ou verificar a resistência de diferentes diâmetros de furo mantendo a largura do montante da alma constante;
4. Utilizar a metodologia de seção-1Tê para o cálculo da formulação fornecida pelo Eurocódigo e comparar com o método numérico.

## REFERÊNCIAS

- [1] Sonck, D., R. Van Impe, and J. Belis, *Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members*. Construction and Building Materials, 2014. **54**: p. 512-519.
- [2] Lubke, G.P., *Dimensionamento otimizado de vigas alveolares de aço*, in *Engenharia Civil*. 2017, Universidade Federal do Espírito Santo. p. 204 p.
- [3] CEN, *Draft of EN 1993-1-13 - Steel beams with large web openings*. 2017, Comitê Europeu de Normalização.
- [4] CEN, *Anexo N: Aberturas nas almas. ENV 1993-1-1, Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço - Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*. 1992, Comitê Europeu de Normalização: Bruxelas, Bélgica.
- [5] S.A., A.C.S., *ACB® and Angelina® beams - A new generation of castellated beams*, ArcelorMittal, Editor. 2018. p. 64.
- [6] FABSEC. *Cellular Beams*. s.d. 15 jun. 2019]; Available from: <https://fabsec.co.uk/products/cellular-beams/>.
- [7] Lawson, R.M. and S.J. Hicks, *Design of composite beams with large web openings: In accordance with Eurocodes and the UK National Annexes*. 2011, SCI, Silwood Park, Ascot, Berkshire. SL5 7QN UK. p. 1-136.
- [8] Martinho, M.R.L., *Vigas de aço alveoladas: Análise e dimensionamento estrutural*, in *Engenharia Civil*. 2014, Universidade Nova de Lisboa. p. 138 p.
- [9] Vassart, O., *Analytical model for cellular beams made of hot rolled sections in case of fire*. 2009, Universite Blaise Pascal - Clermont II. p. 190 p.
- [10] Sonck, D., *Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns*, in *Department of Structural Engineering*. 2014, Faculty of Engineering and Architecture - Ghent University. p. 349.
- [11] Spoorenberg, R.C., et al., *Cold forming hot-rolled wide flange beams into arches*. EUROSTEEL, 2008: p. 1-6.
- [12] Sonck, D. and J. Belis, *Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams*. Journal of Constructional Steel Research, 2015. **105**: p. 119-128.
- [13] Panedpojaman, P., W. Sae-Long, and T. Chub-uppakarn, *Cellular beam design for resistance to inelastic lateral-torsional buckling*. Thin-Walled Structures, 2016. **99**: p. 182-194.
- [14] Durif, S., A. Bouchaïr, and O. Vassart, *Experimental tests and numerical modeling of cellular beams with sinusoidal openings*. Journal of Constructional Steel Research, 2013. **82**: p. 72-87.

- [15] Ferreira, F.P.V., A. Rossi, and C.H. Martins, *Lateral-torsional buckling of cellular beams according to the possible updating of EC3*. Journal of Constructional Steel Research, 2019. **153**: p. 222-242.
- [16] Sonck, D. and J. Belis, *Lateral-Torsional Buckling Resistance of Castellated Beams*. Journal of Structural Engineering, 2016: p. 9 p.
- [17] Vila Real, P.M.M., et al., *The effect of residual stresses in the lateral-torsional buckling of steel I-beams at elevated temperature*. Journal of Constructional Steel Research, 2004. **60**(3): p. 783-793.
- [18] Vila Real, P.M.M., et al., *Parametric analysis of the lateral-torsional buckling resistance of steel beams in case of fire*. Fire Safety Journal, 2007. **42**(6): p. 416-424.
- [19] Zaher, O.F., et al., *Structural behaviour of arched steel beams with cellular openings*. Journal of Constructional Steel Research, 2018. **148**: p. 756-767.
- [20] Ellobody, E., *Chapter 5 - Finite Element Analysis of Steel and Steel-Concrete Composite Bridges*, in *Finite Element Analysis and Design of Steel and Steel-Concrete Composite Bridges*, E. Ellobody, Editor. 2014, Butterworth-Heinemann: Oxford. p. 469-554.
- [21] Ellobody, E., R. Feng, and B. Young, *Chapter 4 - Linear and Nonlinear Finite Element Analyses*, in *Finite Element Analysis and Design of Metal Structures*, E. Ellobody, R. Feng, and B. Young, Editors. 2014, Butterworth-Heinemann: Boston. p. 56-71.
- [22] ECCS, *Manual on Stability of Steel Structures (n° 22)*. 1976.
- [23] Spoorenberg, R.C., H.H. Snijder, and J.C.D. Hoenderkamp, *Proposed residual stress model for roller bent steel wide flange sections*. Journal of Constructional Steel Research, 2011. **67**(6): p. 992-1000.
- [24] ECCS, *Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints (n° 23)*. 1984.
- [25] Ellobody, E., *Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes*. Thin-Walled Structures, 2012. **52**: p. 66-79.
- [26] Sonck, D., N. Boissonade, and R. Van Impe, *Instabilities of cellular members loaded in bending or compression*. Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Research Council, 2012: p. 19 p.
- [27] Kwani, S. and P.K. Wijaya, *Lateral Torsional Buckling of Castellated Beams Analyzed using the Collapse Analysis*. Procedia Engineering, 2017. **171**: p. 813-820.
- [28] Rossini, N.S., et al., *Methods of measuring residual stresses in components*. Materials & Design, 2012. **35**: p. 572-588.

- [29] Demirdjian, S., *Stability of castellated beam webs*, in *Department of Civil Engineering and Applied Mechanics*. 1999, McGill University. p. 140 p.
- [30] Elsawaf, S.A. and M.M. Hassan, *Behaviour of structural sub-assemblies of steel beams with openings in fire conditions*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018. **148**: p. 627-638.
- [31] Panedpojaman, P., T. Thepchatri, and S. Limkatanyu, *Novel simplified equations for Vierendeel design of beams with (elongated) circular openings*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015. **112**: p. 10-21.
- [32] Wakchaure, M.R. and A.V. Sagade, *Finite Element Analysis of Castellated Steel Beam* *International Journal of Engineering and Innovative Technology (IJEIT)*, 2012. **Vol. 2**(Issue 1).
- [33] Grilo, L.F., et al., *Design procedure for the web-post buckling of steel cellular beams*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018. **148**: p. 525-541.
- [34] Panedpojaman, P., *Buckling analysis for web post of cellular beams*. *The 10 International PSU Engineering Conference*, 2012: p. 5.
- [35] Redwood, R., *Behaviour of composite castellated beams*. *Prog. Struct. Engng Mater.* , 2000(2): p. 164-168.
- [36] Oñate, E., *Structural analysis with the finite element method. Linear statics*. Vol. Volume 1. *Basis and solids*. 2012, Barcelona, Spain: Technical University of Catalonia (UPC). 496.
- [37] Zienkiewicz, O.C. and R.L. Taylor, *The finite element method*. Vol. Volume 1: *The basis*. 2000: Butterworth-Heinemann. 708.
- [38] ANSYS®, *ANSYS® Theory Reference Version 18.2.0*. 2017.
- [39] Knowles, P.R., *Castellated beams*. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, 1991. **90**: p. 521-536.
- [40] Ellobody, E., *Interaction of buckling modes in castellated steel beams*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2011. **67**(5): p. 814-825.
- [41] Vassart, O., et al., *Fire resistance of long span cellular beam made of rolled profiles (FICEB)*. 2012: Brussels, Belgium.
- [42] Panedpojaman, P., T. Thepchatri, and S. Limkatanyu, *Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams*. *Thin-Walled Structures*, 2014. **76**: p. 92-104.
- [43] Ellobody, E. and B. Young, *Nonlinear analysis of composite castellated beams with profiled steel sheeting exposed to different fire conditions*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2015. **113**: p. 247-260.

- [44] Wang, P., X. Wang, and M. Liu, *Practical method for calculating the buckling temperature of the web-post in a cellular steel beam in fire*. Thin-Walled Structures, 2014. **85**: p. 441-455.
- [45] Wang, P., et al., *Web-post buckling of fully and partially protected cellular steel beams at elevated temperatures in a fire*. Thin-Walled Structures, 2016. **98**: p. 29-38.
- [46] Nadjai, A., et al., *Performance of unprotected and protected cellular beams in fire conditions*. Construction and Building Materials, 2016. **105**: p. 579-588.
- [47] Manal, D., *Thermomechanical behaviour of cellular beams*, in *Department of Applied Mechanics*. 2017, Polytechnic Institute of Bragança: Bragança, Portugal. p. 101.
- [48] Rini, D.T., *Critical behavior of long span cellular beams in fire*. 2006, University of Maryland. p. 1-347.
- [49] CEN, *EN 1993-1-2, Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço - Parte 1-2: Regras gerais - Verificação da resistência ao fogo*. 2010, Comitê Europeu de Normalização: Bruxelas, Bélgica.
- [50] CEN, *EN 1993-1-1, Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço - Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*. 2010, Comitê Europeu de Normalização: Bruxelas, Bélgica.
- [51] Mesquita, L.M.R., *Instabilidade termo-mecânica de vigas submetidas a temperaturas elevadas. Estudo numérico e experimental*, in *Engenharia Mecânica*. 2004, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. p. 148.
- [52] CEN, *EN 1991-1-2, Eurocódigo 1: Acções em estruturas - Parte 1-2: Acções gerais - Acções em estruturas expostas ao fogo*. 2010, Comitê Europeu de Normalização: Bruxelas, Bélgica.
- [53] Haghghat, F. and J.-J. Kim, *Structural Fire Engineering*, in *Sustainable built environment*, E.P.C. Ltd, Editor. 2009: Oxford.
- [54] Cohen Kaefer, E. and V.P.e. Silva, *Análise paramétrica de um incêndio conforme o novo eurocode 1*. 2003, Congresso Ibero-Latino-Americano de Métodos Computacionais em Engenharia. 14 p.
- [55] ECCS, *Rules for member stability in EN1993-1-1. Background documentation and design guidelines. (n° 119)*. 2006.

## **ANEXOS**

ANEXO A – Estrutura do código de análise de vigas alveolares implantado no ANSYS

ANEXO B – Tabela de momento crítico e esbelteza normalizada obtidos pelo Eurocódigo 3 e pelo ANSYS

ANEXO C – Deslocamentos vertical e lateral de vigas sólidas

ANEXO D – Deslocamentos vertical e lateral de vigas alveolares com TR1

ANEXO E – Deslocamentos vertical e lateral de vigas alveolares com TR2

ANEXO F – Distribuição de tensão de Von Mises de vigas alveolares com TR1

ANEXO G – Distribuição da tensão de Von Mises de vigas alveolares com TR2

## ANEXO A – Estrutura do código de análise de vigas alveolares implantado no

## ANSYS

**!DEFINIÇÃO DO MODELO GEOMÉTRICO****!DEFINIÇÃO DO MODELO DE ELEMENTOS FINITOS**

```
ET,1,SHELL181
LESIZE,ALL,MESHSIZE, , , , , ,1
MSHKEY,1
AMESH,ALL
!MERGE NODES AND ALL
NUMMRG,ALL,0.001, , ,LOW
NUMCMP,NODE
TREF,20,
```

**!DEFINIÇÃO DA CARGA E DAS CONDIÇÕES DE CONTORNO**

```
!CRIAÇÃO DE TABELA DA CARGA Q=100T
!BOUNDARY CONDITIONS
DL,2, ,UY,0
DL,1, ,UY,0
DL,3, ,UX,0
DL,4, ,UX,0
!DL,2, ,UZ,0
!DL,1, ,UZ,0
NSEL,S,LOC,Z,L/2-0.00001,L/2+0.00001
D,ALL, , , ,UZ, , , , !SIMETRY CONDITION HALF LENGTH
ALLSEL,ALL
LSEL,S,LOC,Z,L
LSEL,R,LOC,Y,0
DL,ALL, ,UY,0
LSEL,S,LOC,Z,L
LSEL,R,LOC,X,0
DL,ALL, ,UX,0
```

**!DEFINIÇÃO DA IMPERFEIÇÃO GEOMÉTRICA****!PELO MÉTODO DE VALORES E VETORES PRÓPRIOS****!ANÁLISE ESTÁTICA DE UMA CARGA DISTRIBUÍDA**

```
NSEL,S,LOC,Y,(HF-TF)
NSEL,R,LOC,X,0
*GET,Q_NONNODES,NODE,0,COUNT
F,ALL,FY, -1
/SOL
AUTOTS,1
ANTYPE,0
DELTIM,1,1,1
SOLVE
/POST1
/EFACET,1
PLNSOL, U,SUM, 0,1.0
```

**!ANÁLISE DE ENCURVADURA**

```
/SOL
ANTYPE,1
BULOPT,LANB,1,0,0,CENTER
MXPAND,1,0,0,1,0.001,
/STATUS,SOLU
SOLVE
/POST1
SET,FIRST
/EFACET,1
PLNSOL, U,SUM, 1,1.0
/POST26
```

```
*GET, DESL_NODE_CENT_F, NODE, NODE_CENT_F, U, X! LATERAL DISPL
DELTA=L/1000
FATOR_ESCALA=ABS((1/DESL_NODE_CENT_F)*DELTA)
```

```
!PELO MÉTODO DA PERTURBAÇÃO
!ANÁLISE ESTÁTICA DE UMA CARGA LATERAL
F,NODE_CENT_F,FX,-1000
```

```
/SOL
AUTOTS,1
ANTYPE,0
DELTIM,1,1,1
SOLVE
/POST1
/EFACET,1
SET,FIRST
/EFACET,1
PLNSOL, U,SUM, 0,1.0
/POST26
*GET, DESL_NODE_CENT_F, NODE, NODE_CENT_F, U, X! LATERAL DISPL
DELTA=L/1000
FATOR_ESCALA=ABS((1/DESL_NODE_CENT_F)*DELTA)
```

**! APLICAÇÃO DAS TENSÕES RESIDUAIS NOS NÓS**

**! ATUALIZAR GEOMETRIA COM A CURVATURA DA IMPERFEIÇÃO GEOMÉTRICA SEGUINDO O FATOR DE ESCALA**

**! INICIAR A SOLUÇÃO DO MODELO EM TRÊS LOADSTEPS**

**!LOADSTEP1 - APLICA IMPERFEIÇÃO GEOMÉTRICAS E TENSÕES RESIDUAIS**

```
/SOL
ANTYPE,0
NLGEOM,1
PSTRES,1
DELTIM,1E-6,1E-7,1E-5
TIME,1E-5
LSWRITE,1,
```

**!LOADSTEP2 - APLICAÇÃO DA TEMPERATURA**

```
/PREP7
TUNIF,BEAMTEMP,
/SOL
ANTYPE,0
NLGEOM,1
PSTRES,1
DELTIM,1E-6,1E-7,1E-5
TIME,2E-5
LSWRITE,2,
```

**!LOADSTEP3 - APLICAÇÃO DA CARGA ATÉ O COLAPSO**

```
/PREP7 *IF,LOAD_TYPE,EQ,1,THEN
FDELE,ALL !DELETE ALL NODE FORCES AND APPLY A DISTRIBUTED LOAD
CMSEL,S,NODE-TOP
F,ALL,FY, %QLOAD%
*ENDIF
/SOL
ANTYPE,0
NLGEOM,1
PSTRES,1
DELTIM,1,0.00001,1
TIME,200
LSWRITE,3,
LSSOLVE,1,3,1,
```

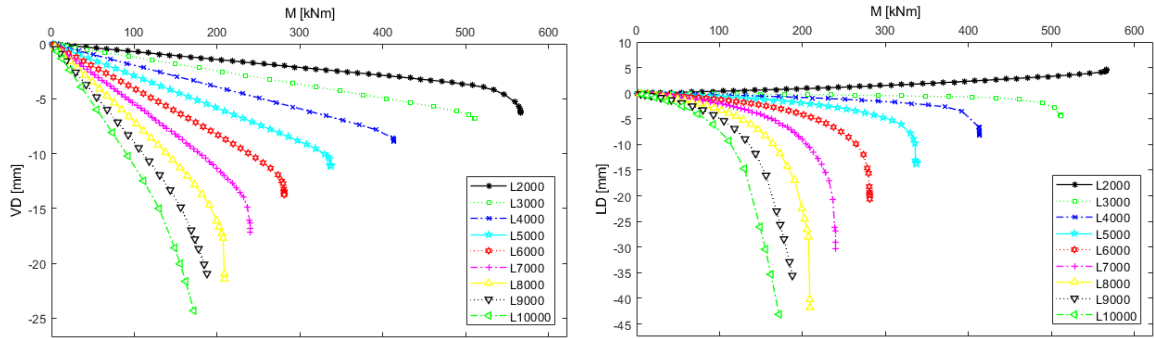
ANEXO B – Tabela de momento crítico e esbelteza normalizada obtidos pelo Eurocódigo 3 e pelo ANSYS

CASO	20 [°C]				500 [°C]				600 [°C]				700 [°C]				
	L [m]	$M_{cr}$ -EC3 [Nm]	$M_{cr}$ -ANSYS [Nm]	$\bar{\lambda}_{LT}$ - EC3	$\bar{\lambda}_{LT}$ - ANSYS	$M_{cr}$ -EC3 [Nm]	$M_{cr}$ -ANSYS [Nm]	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ - EC3	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ - ANSYS	$M_{cr}$ -EC3 [Nm]	$M_{cr}$ -ANSYS [Nm]	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ - EC3	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ - ANSYS	$M_{cr}$ -EC3 [Nm]	$M_{cr}$ -ANSYS [Nm]	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ - EC3	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ - ANSYS
Sólidas	2	1.762E+06	1.762E+06	0.665	0.652	1.057E+06	6.634E+05	0.758	0.938	5.462E+05	3.427E+05	0.819	1.013	2.290E+05	1.437E+05	0.884	1.094
	3	9.308E+05	8.936E+05	0.915	0.915	5.585E+05	5.361E+05	1.043	1.043	2.886E+05	2.770E+05	1.126	1.127	1.210E+05	1.162E+05	1.217	1.217
	4	6.216E+05	5.910E+05	1.119	1.125	3.729E+05	3.546E+05	1.276	1.283	1.927E+05	1.832E+05	1.378	1.385	8.080E+04	7.684E+04	1.489	1.496
	5	4.662E+05	4.261E+05	1.293	1.325	2.797E+05	2.557E+05	1.474	1.511	1.445E+05	1.321E+05	1.592	1.631	6.060E+04	5.540E+04	1.719	1.762
	6	3.737E+05	3.296E+05	1.444	1.506	2.242E+05	1.978E+05	1.646	1.718	1.158E+05	1.022E+05	1.778	1.855	4.858E+04	4.285E+04	1.920	2.004
	7	3.124E+05	2.681E+05	1.579	1.670	1.874E+05	1.609E+05	1.800	1.905	9.684E+04	8.311E+04	1.944	2.057	4.061E+04	3.485E+04	2.100	2.222
	8	2.688E+05	2.261E+05	1.702	1.819	1.612E+05	1.357E+05	1.941	2.074	8.331E+04	7.009E+04	2.096	2.240	3.494E+04	2.939E+04	2.264	2.419
	9	2.361E+05	1.958E+05	1.817	1.955	1.416E+05	1.175E+05	2.071	2.229	7.318E+04	6.070E+04	2.237	2.407	3.069E+04	2.545E+04	2.416	2.600
	10	2.106E+05	1.730E+05	1.923	2.080	1.264E+05	1.038E+05	2.193	2.371	6.529E+04	5.362E+04	2.368	2.561	2.738E+04	2.249E+04	2.558	2.766
	MR	2	5.144E+06	5.144E+06	0.457	0.457	3.087E+06	3.087E+06	0.521	0.521	-	-	-	-	-	-	-
3		2.325E+06	2.325E+06	0.680	0.680	1.395E+06	1.395E+06	0.775	0.775	2.325E+06	7.206E+05	0.837	0.837	2.325E+06	3.022E+05	0.904	0.904
4		1.337E+06	1.337E+06	0.896	0.896	8.022E+05	8.022E+05	1.022	1.022	-	-	-	-	-	-	-	-
5		8.794E+05	4.835E+05	1.105	1.491	5.276E+05	2.901E+05	1.260	1.700	8.794E+05	1.499E+05	1.361	1.835	8.794E+05	6.285E+04	1.470	1.983
6		6.302E+05	3.753E+05	1.306	1.692	3.781E+05	2.252E+05	1.489	1.929	-	-	-	-	-	-	-	-
7		4.794E+05	3.023E+05	1.497	1.885	2.877E+05	1.814E+05	1.707	2.149	4.794E+05	9.371E+04	1.843	2.321	4.794E+05	3.930E+04	1.991	2.507
8		3.810E+05	2.509E+05	1.679	2.069	2.286E+05	1.506E+05	1.914	2.359	-	-	-	-	-	-	-	-
9		3.131E+05	2.121E+05	1.852	2.250	1.879E+05	1.273E+05	2.112	2.566	3.131E+05	6.575E+04	2.281	2.771	3.131E+05	2.757E+04	2.464	2.993
10		2.641E+05	1.846E+05	2.017	2.412	1.585E+05	1.108E+05	2.299	2.750	2.641E+05	5.722E+04	2.483	2.970	2.641E+05	2.400E+04	2.683	3.209
d0=0,8h		3	2.329E+06	2.329E+06	0.704	0.704	2.329E+06	1.397E+06	0.803	0.803	2.329E+06	7.220E+05	0.867	0.867	2.329E+06	3.028E+05	0.937
	5	8.833E+05	4.995E+05	1.144	1.521	8.833E+05	2.997E+05	1.304	1.734	8.833E+05	1.549E+05	1.408	1.873	8.833E+05	6.494E+04	1.521	2.023
	7	4.830E+05	3.130E+05	1.547	1.922	4.830E+05	1.878E+05	1.764	2.191	4.830E+05	9.702E+04	1.905	2.366	4.830E+05	4.069E+04	2.057	2.556
	9	3.164E+05	2.192E+05	1.911	2.296	3.164E+05	1.315E+05	2.179	2.618	3.164E+05	6.794E+04	2.353	2.827	3.164E+05	2.849E+04	2.542	3.054
	10	2.672E+05	1.900E+05	2.080	2.466	2.672E+05	1.140E+05	2.371	2.812	2.672E+05	5.890E+04	2.561	3.037	2.672E+05	2.470E+04	2.766	3.281
d0=1,3h	3	2.318E+06	2.318E+06	0.629	0.629	2.318E+06	1.391E+06	0.718	0.718	2.318E+06	7.184E+05	0.775	0.775	2.318E+06	3.013E+05	0.837	0.837
	5	8.734E+05	3.539E+05	1.025	1.611	8.734E+05	2.123E+05	1.169	1.836	8.734E+05	1.097E+05	1.262	1.983	8.734E+05	4.600E+04	1.364	2.142
	7	4.740E+05	2.147E+05	1.392	2.068	4.740E+05	1.288E+05	1.587	2.358	4.740E+05	6.655E+04	1.714	2.546	4.740E+05	2.791E+04	1.851	2.751
	9	3.081E+05	1.425E+05	1.726	2.538	3.081E+05	8.551E+04	1.968	2.894	3.081E+05	4.418E+04	2.125	3.125	3.081E+05	1.853E+04	2.296	3.376
	10	2.593E+05	1.195E+05	1.881	2.772	2.593E+05	7.169E+04	2.145	3.160	2.593E+05	3.704E+04	2.317	3.413	2.593E+05	1.553E+04	2.503	3.687

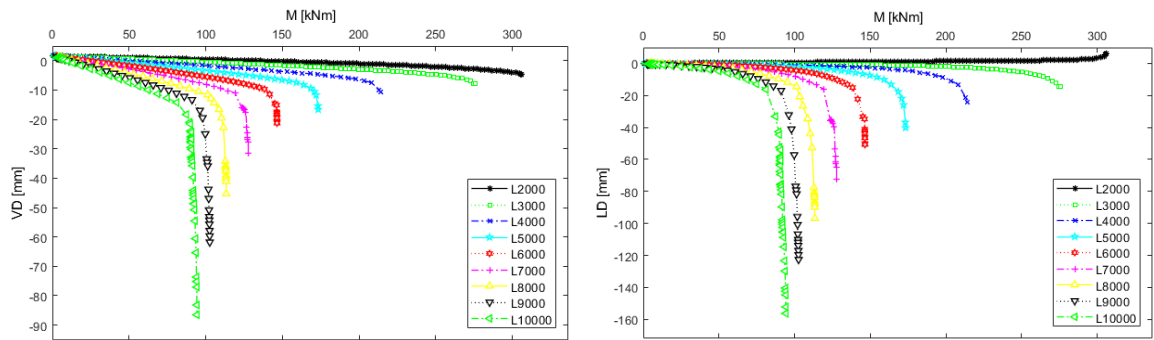
CASO		20 [°C]				500 [°C]				600 [°C]				700 [°C]			
L	$M_{cr}$ -EC3	$M_{cr}$ -ANSYS	$\bar{\lambda}_{LT}$ -EC3	$\bar{\lambda}_{LT}$ -ANSYS	$M_{cr}$ -EC3	$M_{cr}$ -ANSYS	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ -EC3	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ -ANSYS	$M_{cr}$ -EC3	$M_{cr}$ -ANSYS	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ -EC3	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ -ANSYS	$M_{cr}$ -EC3	$M_{cr}$ -ANSYS	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ -EC3	$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com}$ -ANSYS	
[m]	[Nm]	[Nm]			[Nm]	[Nm]			[Nm]	[Nm]			[Nm]	[Nm]			
S=1,1d0	3	2.325E+06	2.325E+06	0.680	0.680	2.325E+06	1.395E+06	0.775	0.775	2.325E+06	7.206E+05	0.837	0.837	2.325E+06	7.206E+05	0.837	0.837
	5	8.794E+05	8.794E+05	1.105	1.105	8.794E+05	5.276E+05	1.260	1.260	8.794E+05	2.726E+05	1.361	1.361	8.794E+05	2.726E+05	1.361	1.361
	7	4.794E+05	4.794E+05	1.497	1.497	4.794E+05	2.877E+05	1.707	1.707	4.794E+05	1.486E+05	1.843	1.843	4.794E+05	1.486E+05	1.843	1.843
	9	3.131E+05	3.131E+05	1.852	1.852	3.131E+05	1.879E+05	2.112	2.112	3.131E+05	9.706E+04	2.281	2.281	3.131E+05	9.706E+04	2.281	2.281
	10	2.641E+05	2.641E+05	2.017	2.017	2.641E+05	1.585E+05	2.299	2.299	2.641E+05	8.187E+04	2.483	2.483	2.641E+05	8.187E+04	2.483	2.483
S=1,7d0	3	2.325E+06	2.325E+06	0.680	0.680	2.325E+06	1.395E+06	0.775	0.775	2.325E+06	7.206E+05	0.837	0.837	2.325E+06	3.022E+05	0.904	0.904
	5	8.794E+05	4.922E+05	1.105	1.477	8.794E+05	2.953E+05	1.260	1.684	8.794E+05	1.526E+05	1.361	1.819	8.794E+05	6.398E+04	1.470	1.965
	7	4.794E+05	3.042E+05	1.497	1.879	4.794E+05	1.825E+05	1.707	2.143	4.794E+05	9.430E+04	1.843	2.314	4.794E+05	3.955E+04	1.991	2.499
	9	3.131E+05	2.118E+05	1.852	2.252	3.131E+05	1.271E+05	2.112	2.568	3.131E+05	6.565E+04	2.281	2.773	3.131E+05	2.753E+04	2.464	2.996
	10	2.641E+05	1.838E+05	2.017	2.417	2.641E+05	1.103E+05	2.299	2.756	2.641E+05	5.698E+04	2.483	2.977	2.641E+05	2.390E+04	2.683	3.215
H=1,3h	3	2.024E+06	2.024E+06	0.644	0.644	2.024E+06	1.214E+06	0.734	0.734	2.024E+06	6.274E+05	0.793	0.793	2.024E+06	2.631E+05	0.857	0.857
	5	7.744E+05	4.510E+05	1.041	1.364	7.744E+05	2.706E+05	1.187	1.556	7.744E+05	1.398E+05	1.282	1.680	7.744E+05	5.863E+04	1.385	1.815
	7	4.278E+05	2.788E+05	1.401	1.735	4.278E+05	1.673E+05	1.597	1.979	4.278E+05	8.644E+04	1.725	2.137	4.278E+05	3.625E+04	1.863	2.308
	9	2.830E+05	1.970E+05	1.722	2.064	2.830E+05	1.182E+05	1.964	2.354	2.830E+05	6.108E+04	2.121	2.542	2.830E+05	2.561E+04	2.291	2.746
	10	2.402E+05	1.195E+05	1.870	2.651	2.402E+05	7.169E+04	2.132	3.023	2.402E+05	3.704E+04	2.302	3.264	2.402E+05	1.553E+04	2.487	3.526
H=1,7h	3	2.627E+06	2.627E+06	0.711	0.711	2.627E+06	1.576E+06	0.810	0.810	2.627E+06	8.143E+05	0.875	0.875	2.627E+06	3.415E+05	0.945	0.945
	5	9.856E+05	5.042E+05	1.160	1.622	9.856E+05	3.025E+05	1.323	1.850	9.856E+05	1.563E+05	1.429	1.997	9.856E+05	6.555E+04	1.543	2.158
	7	5.320E+05	3.244E+05	1.579	2.022	5.320E+05	1.947E+05	1.801	2.306	5.320E+05	1.006E+05	1.945	2.490	5.320E+05	4.218E+04	2.101	2.690
	9	3.439E+05	2.261E+05	1.964	2.422	3.439E+05	1.357E+05	2.239	2.762	3.439E+05	7.010E+04	2.418	2.983	3.439E+05	2.940E+04	2.613	3.222
	10	2.887E+05	1.959E+05	2.144	2.603	2.887E+05	1.175E+05	2.444	2.967	2.887E+05	6.072E+04	2.640	3.205	2.887E+05	2.546E+04	2.852	3.462

ANEXO C – Deslocamentos vertical e lateral de vigas sólidas

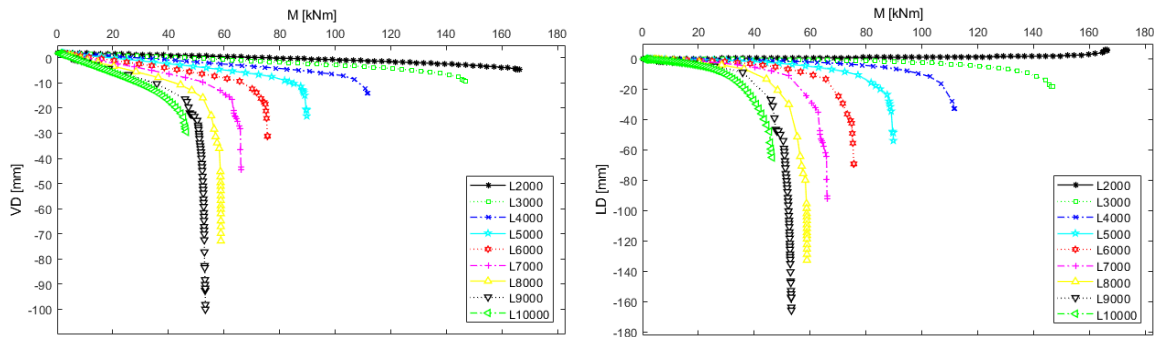
Vigas sólidas



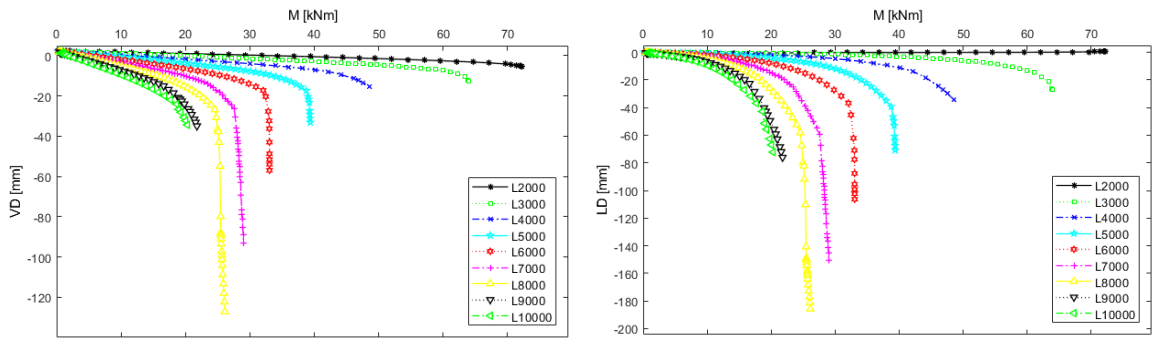
20 [°C]



500 [°C]



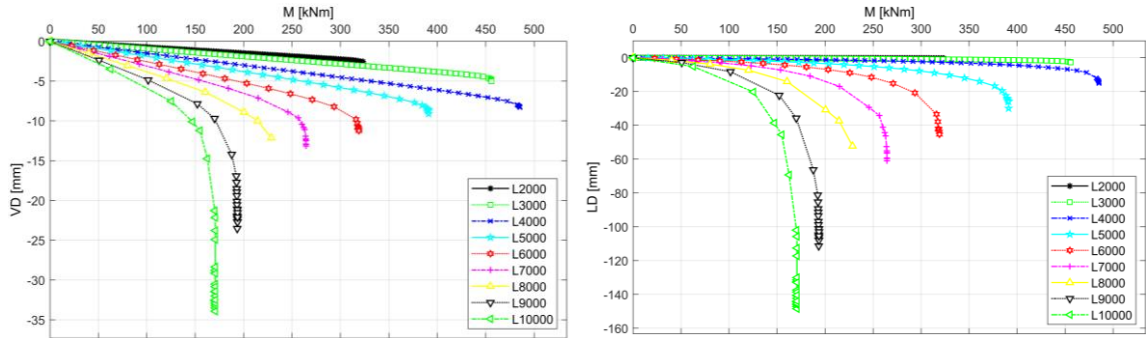
600 [°C]



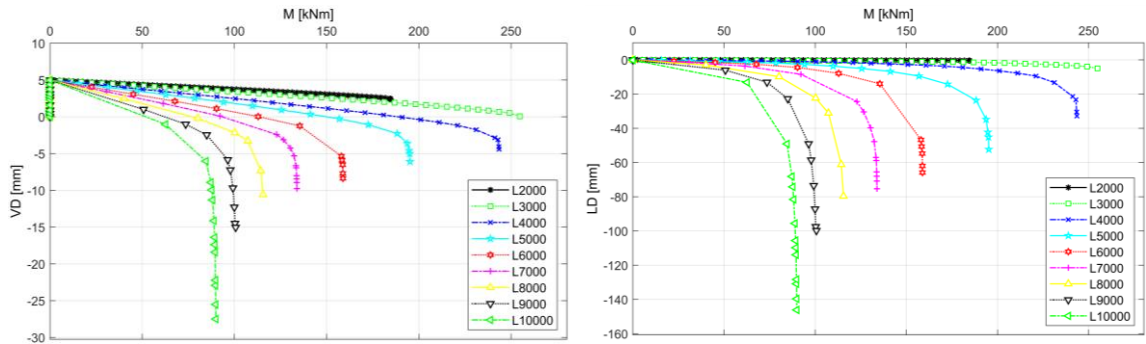
700 [°C]

ANEXO D – Deslocamentos vertical e lateral de vigas alveolares com TR1

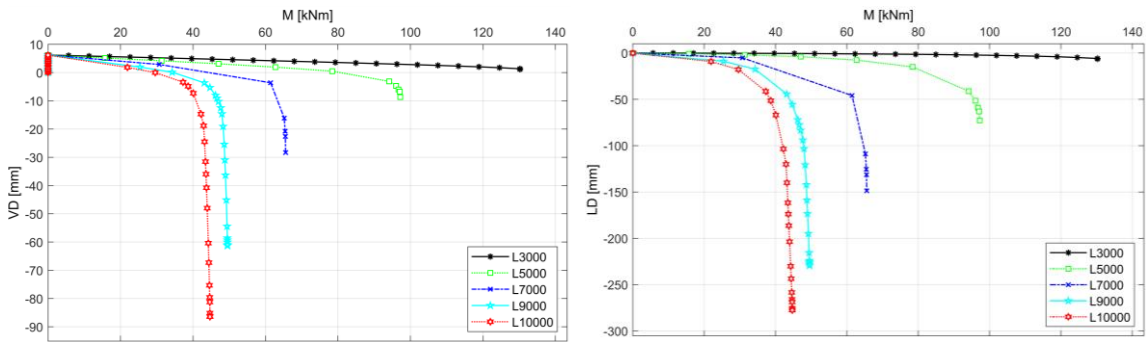
$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares



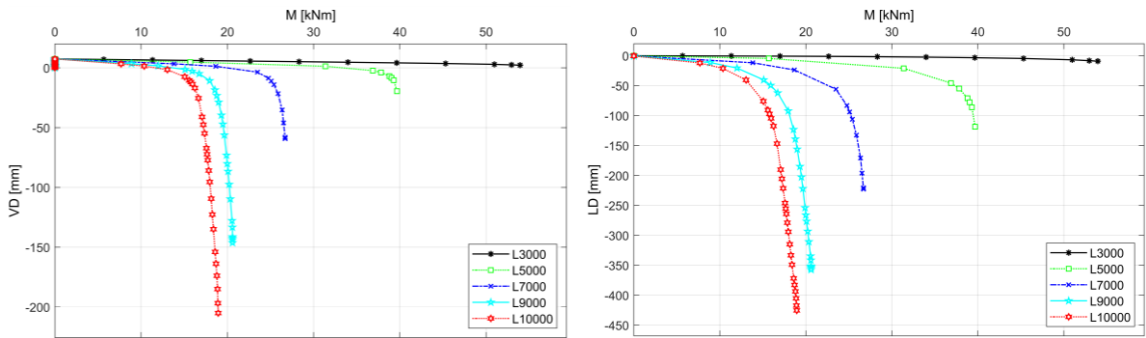
20 [°C]



500 [°C]

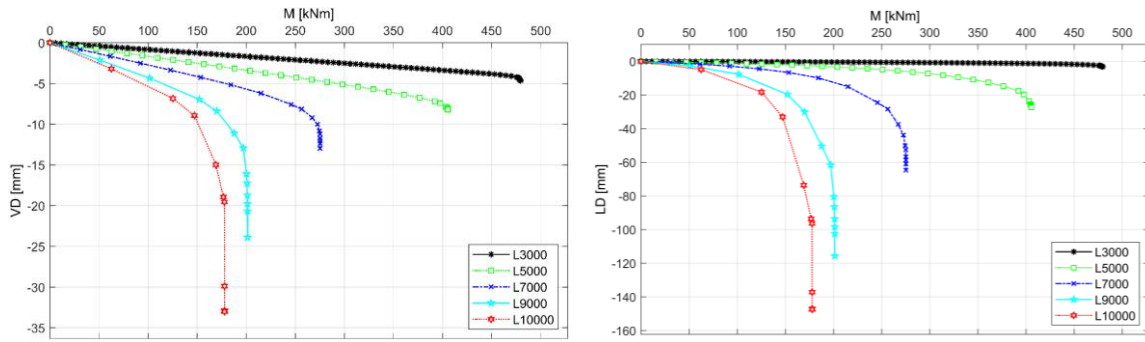


600 [°C]

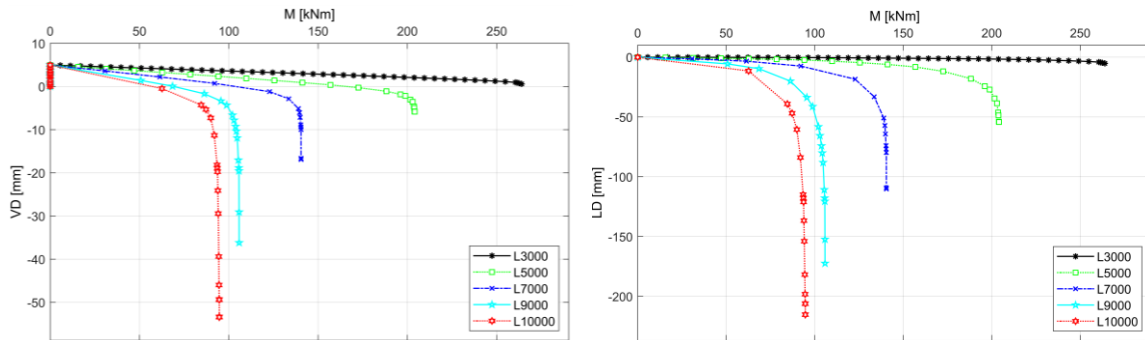


700 [°C]

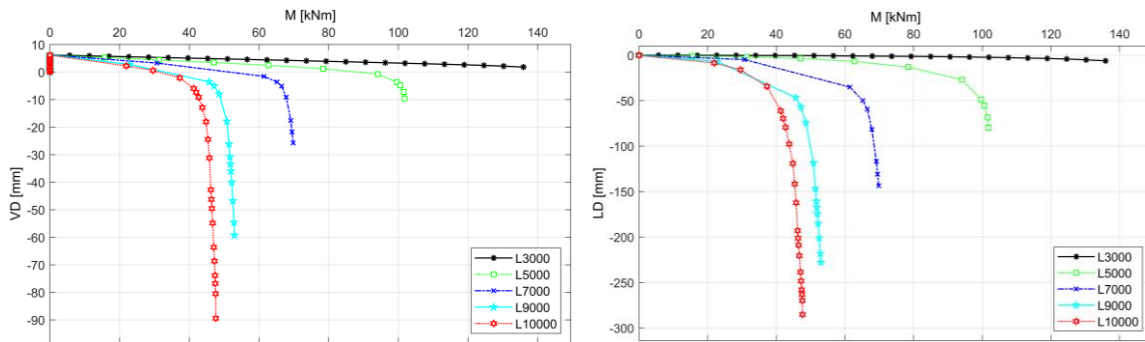
$d_0=0,8h$



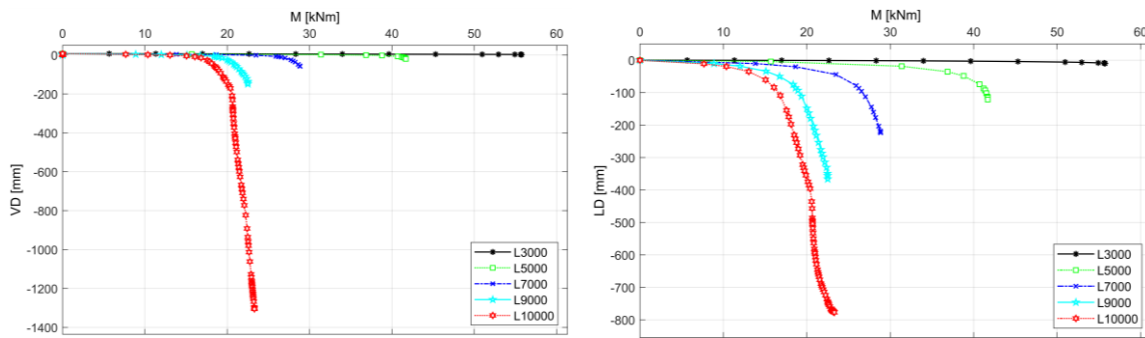
20 [°C]



500 [°C]

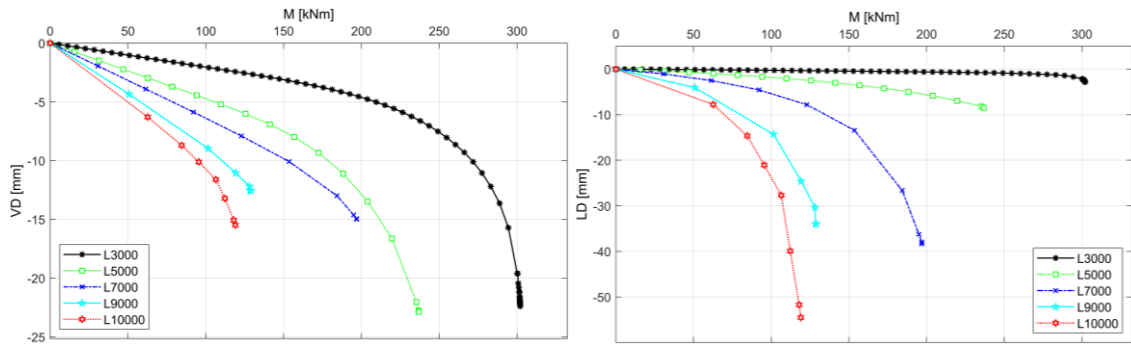


600 [°C]

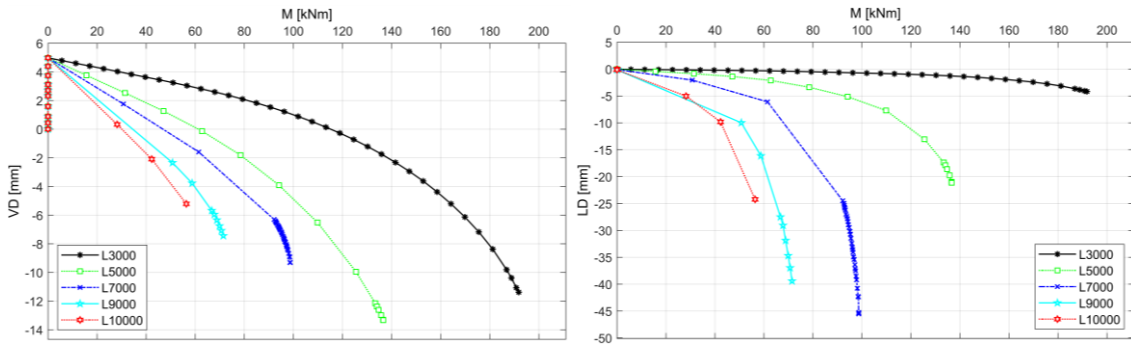


700 [°C]

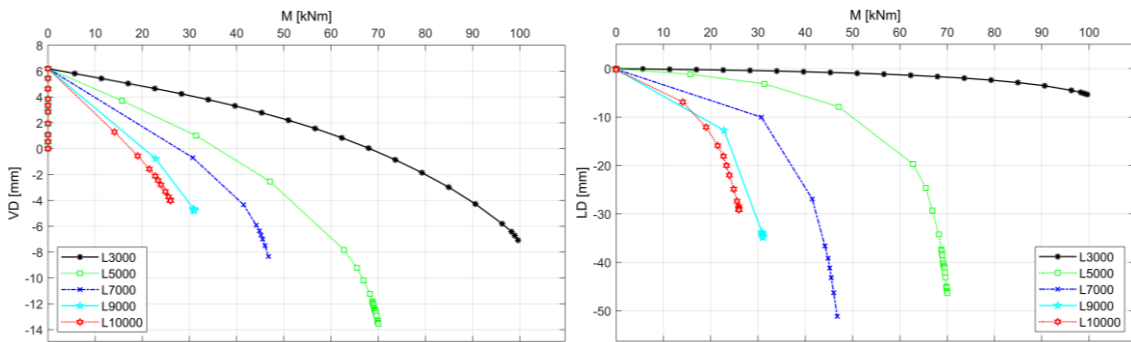
$d_0=1,3h$



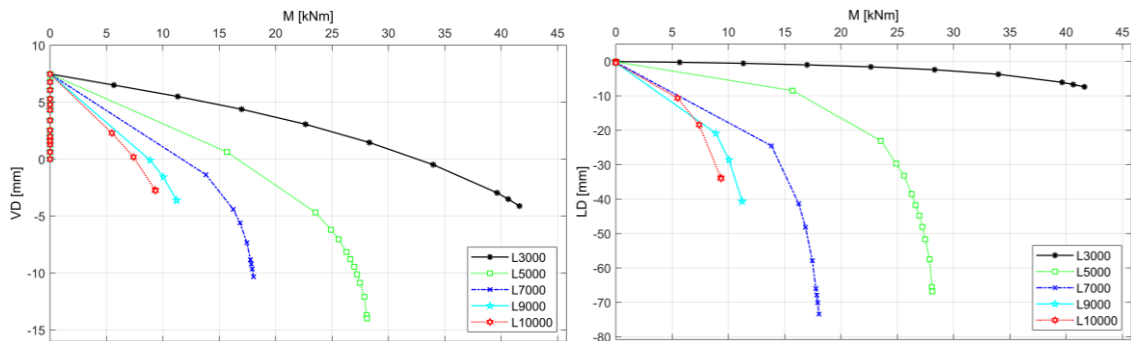
20 [°C]



500 [°C]

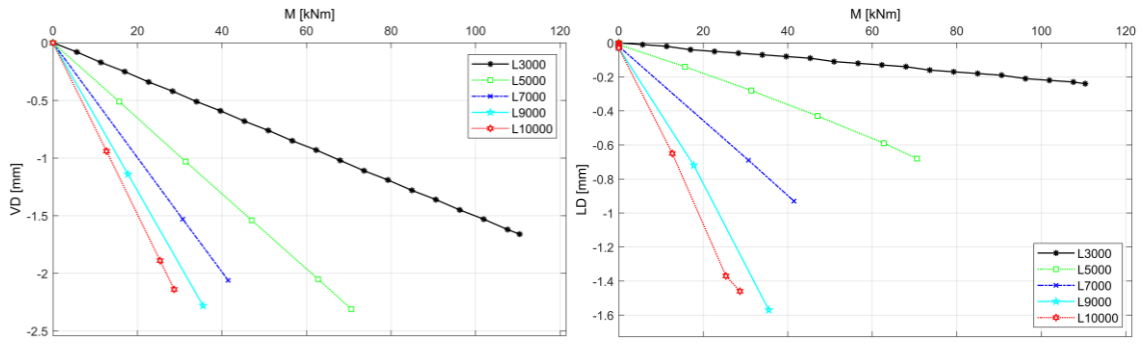


600 [°C]

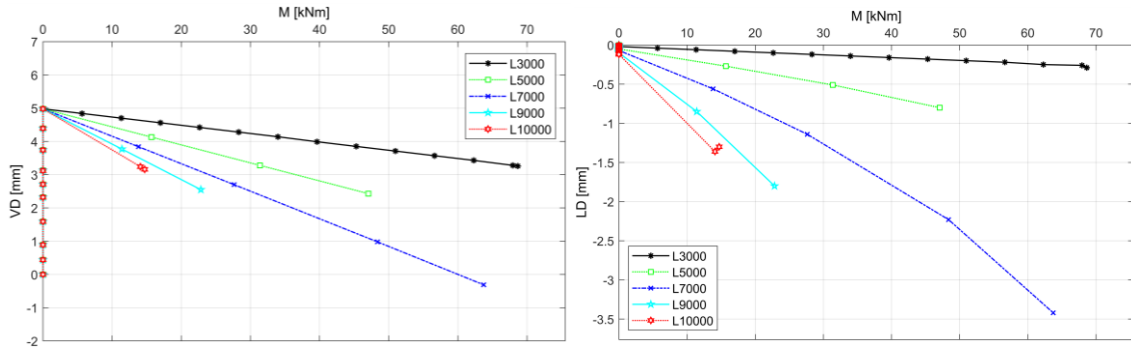


700 [°C]

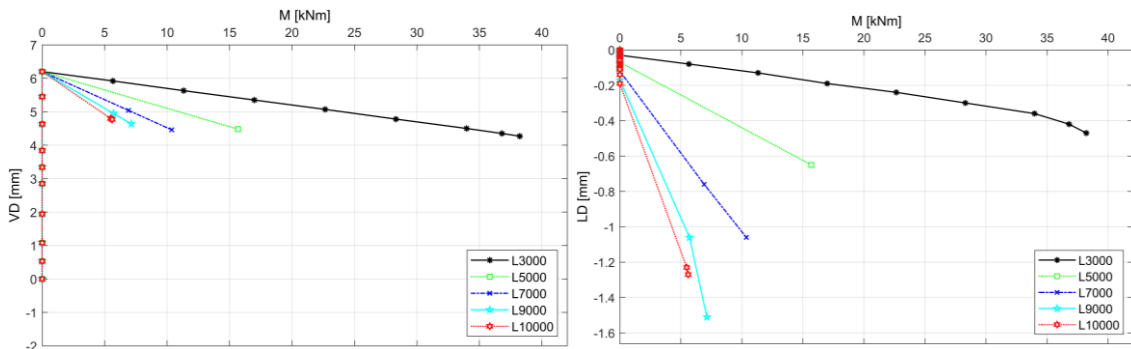
$S=1,1d_0$



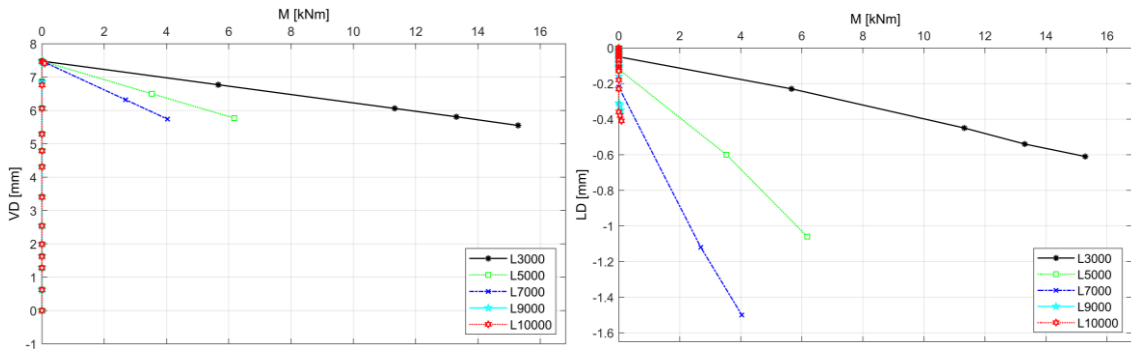
20 [°C]



500 [°C]

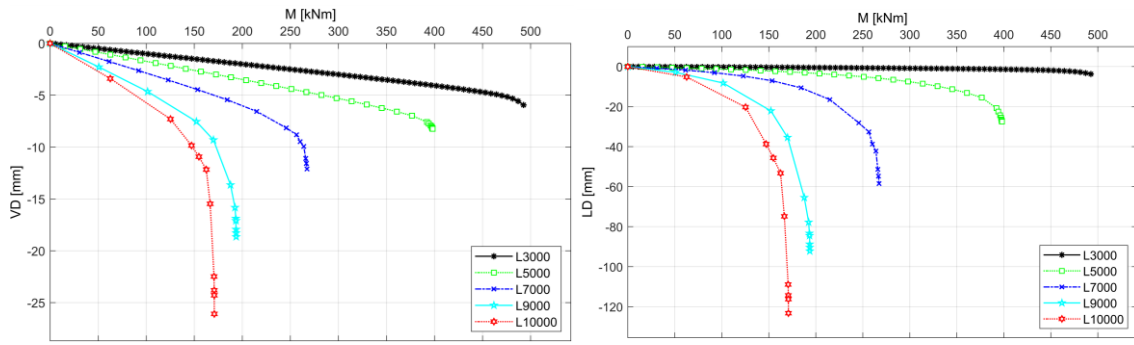


600 [°C]

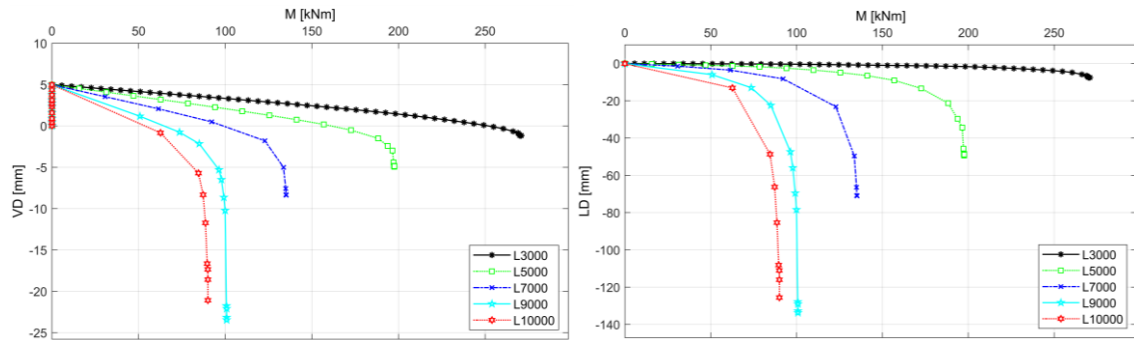


700 [°C]

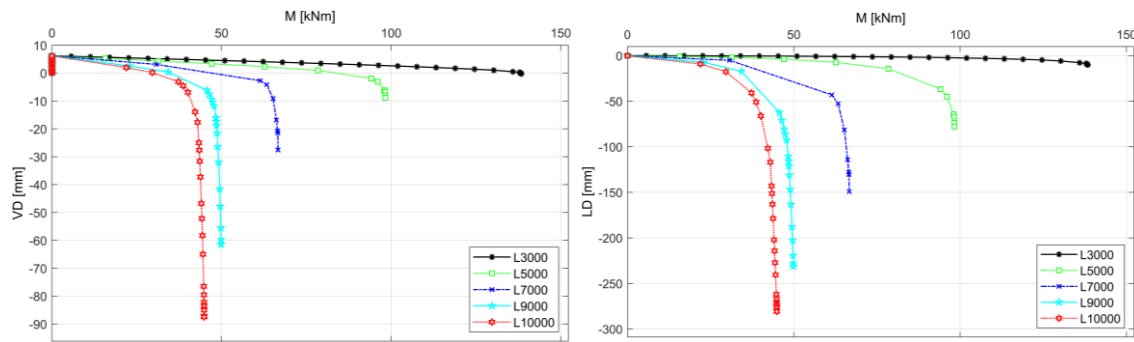
$S=1,7d_0$



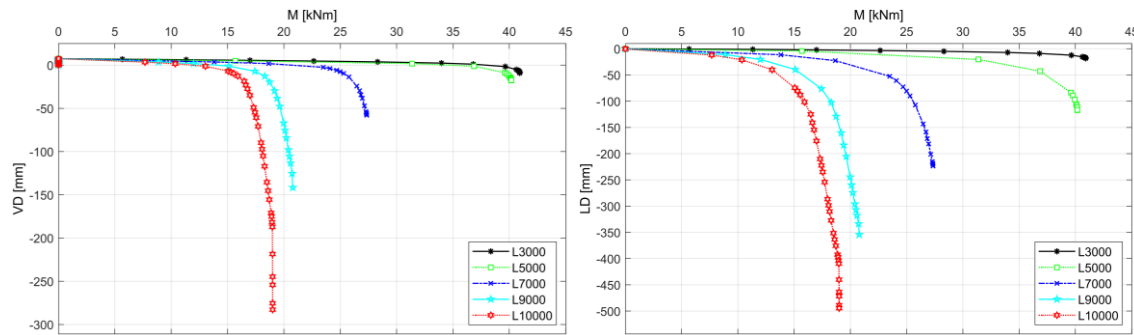
20 [°C]



500 [°C]

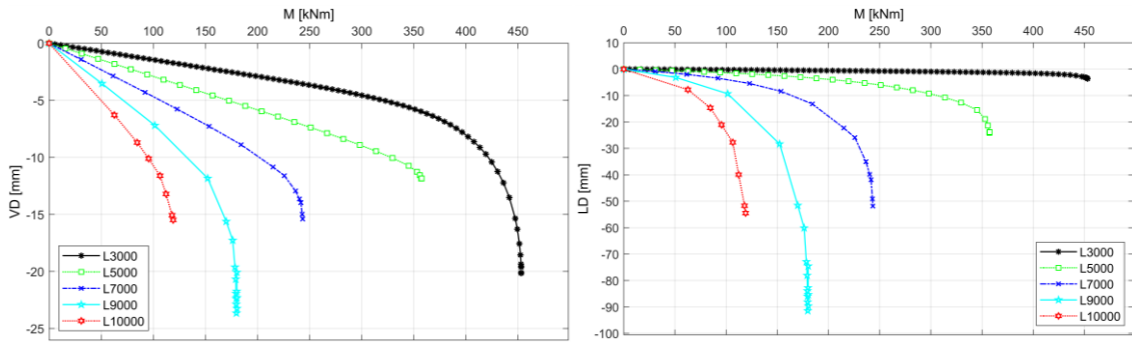


600 [°C]

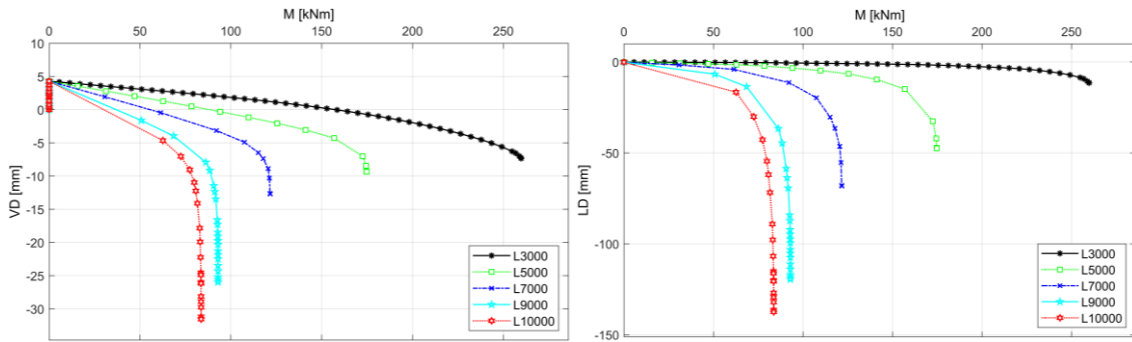


700 [°C]

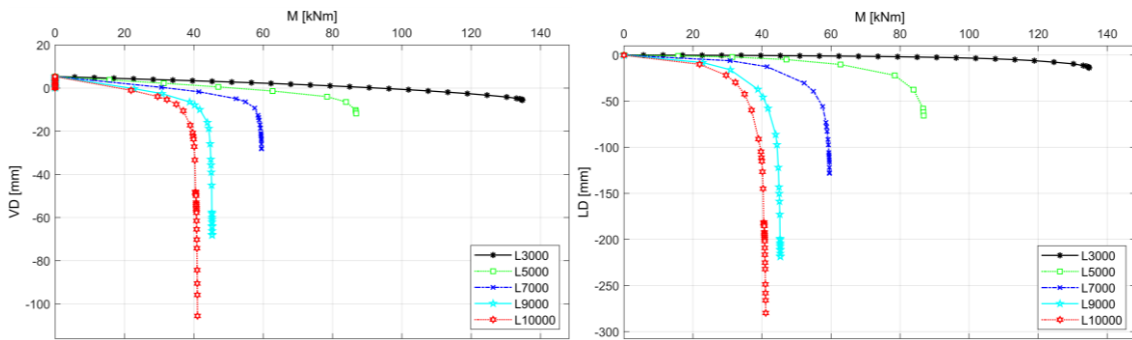
H=1,3h



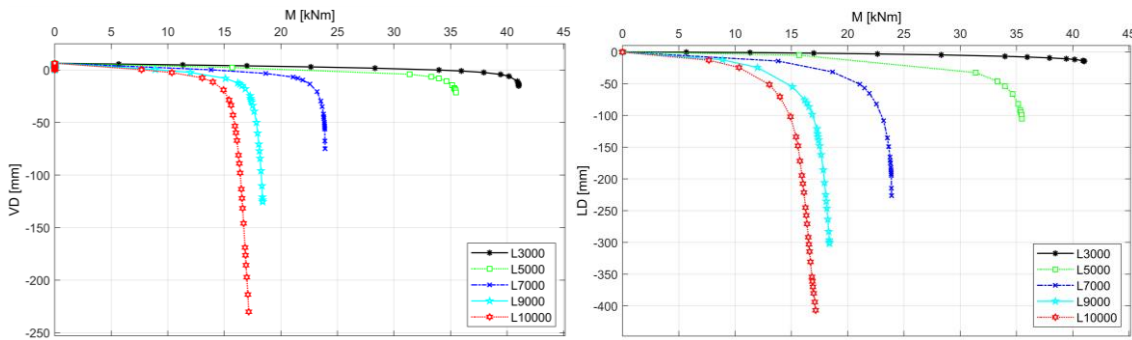
20 [°C]



500 [°C]

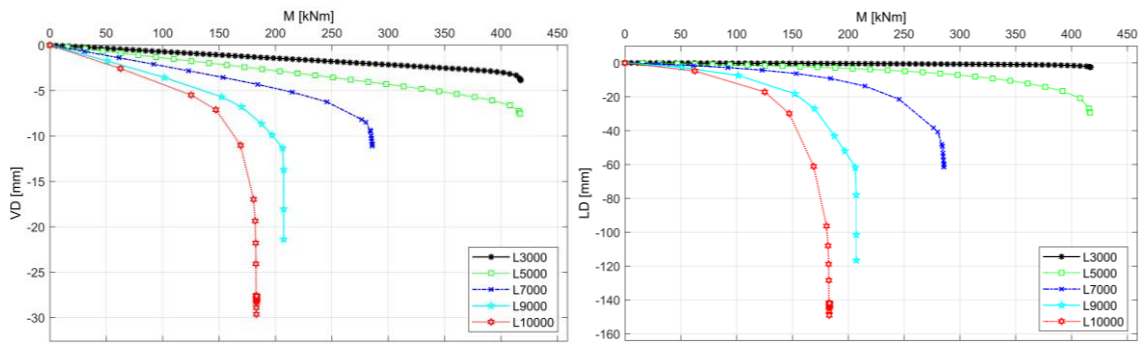


600 [°C]

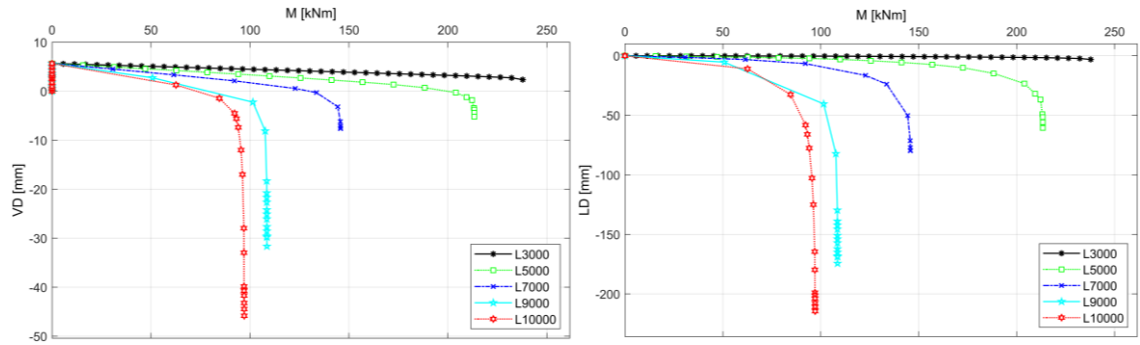


700 [°C]

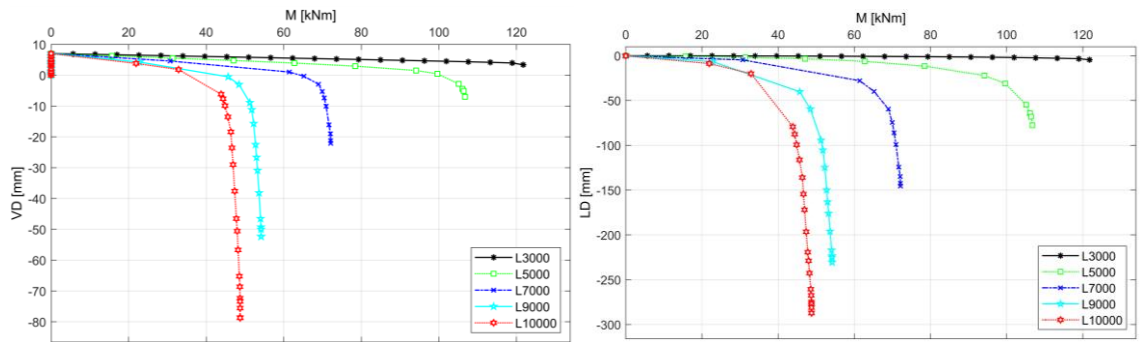
H=1,7h



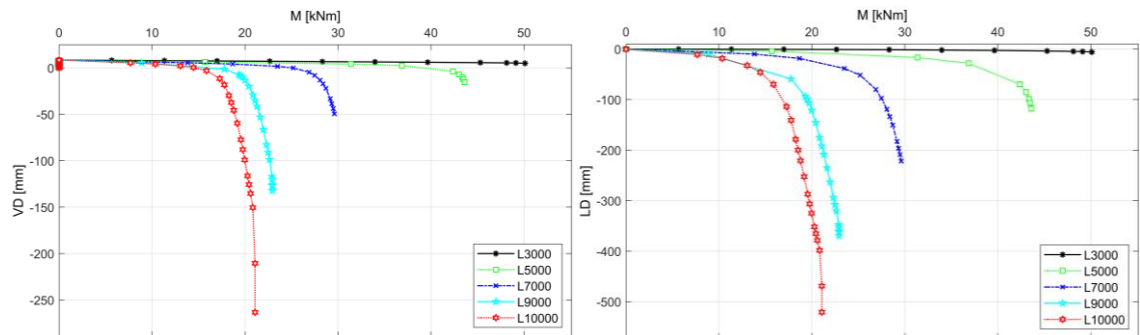
20 [°C]



500 [°C]



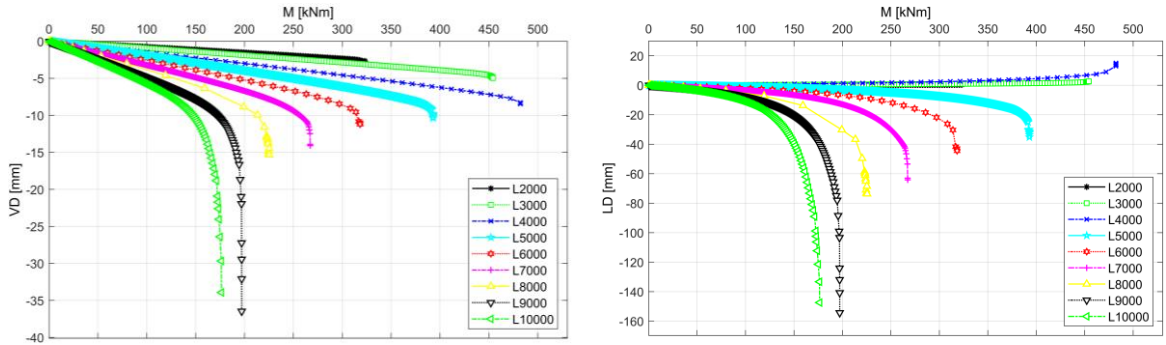
600 [°C]



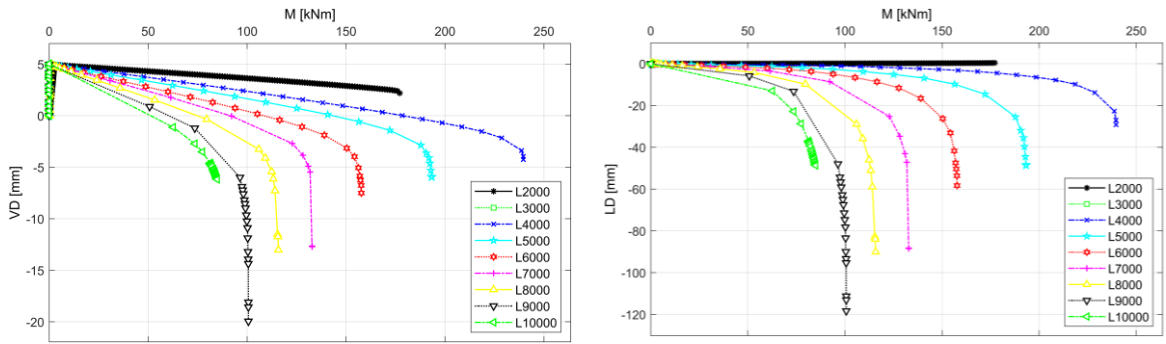
700 [°C]

ANEXO E – Deslocamentos vertical e lateral de vigas alveolares com TR2

$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares



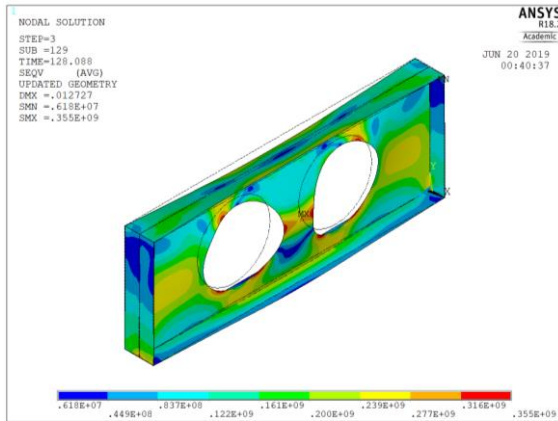
20 [°C]



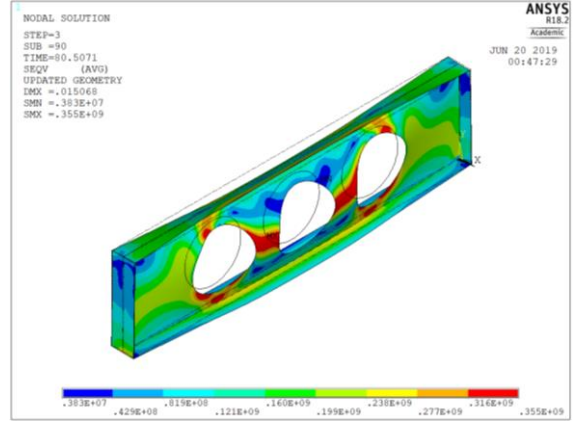
500 [°C]

ANEXO F – Distribuição de tensão de Von Mises de vigas alveolares com TR1

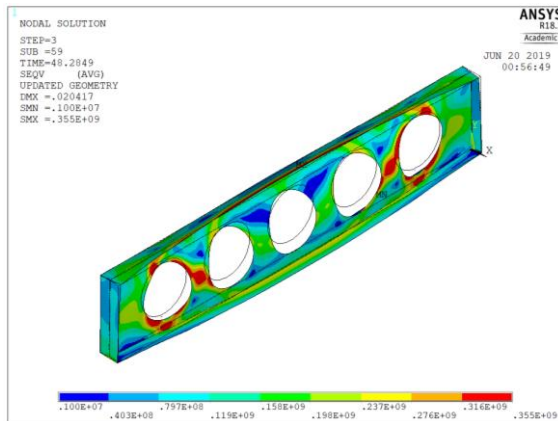
$d0=1,0h$  -  $S=1,4d0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares - 20 [°C]



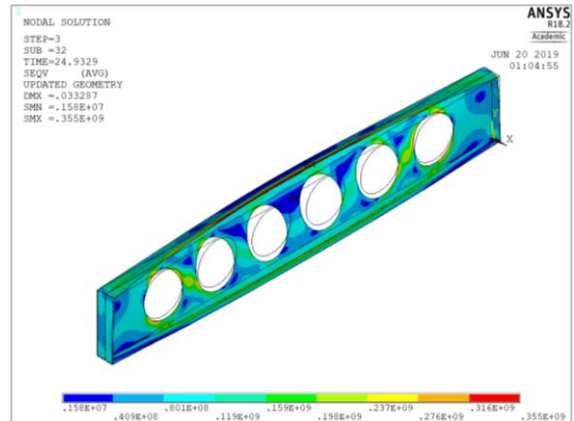
L = 2 [m]



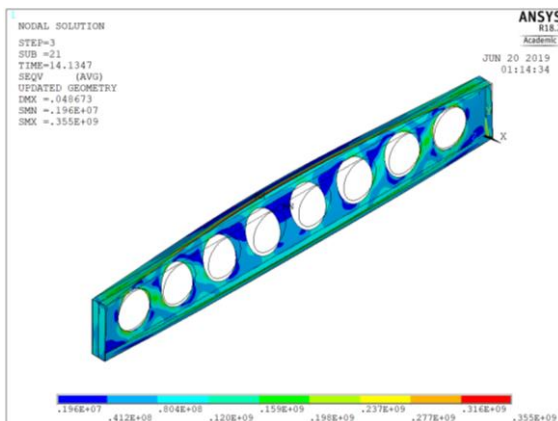
L = 3 [m]



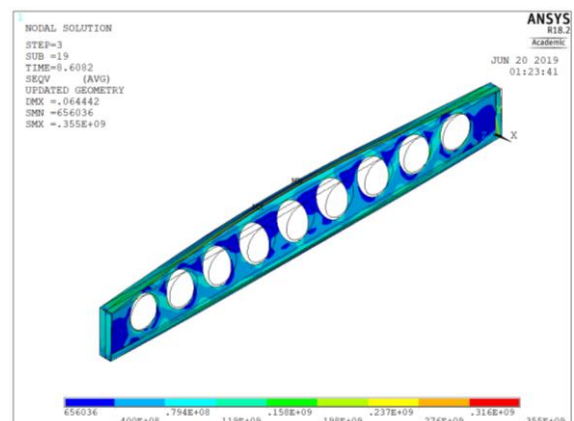
L = 4 [m]



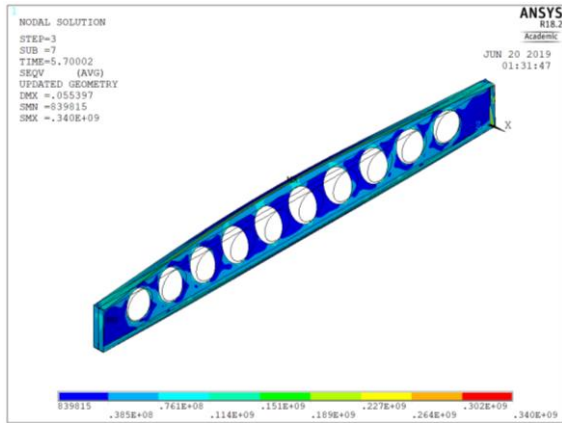
L = 5 [m]



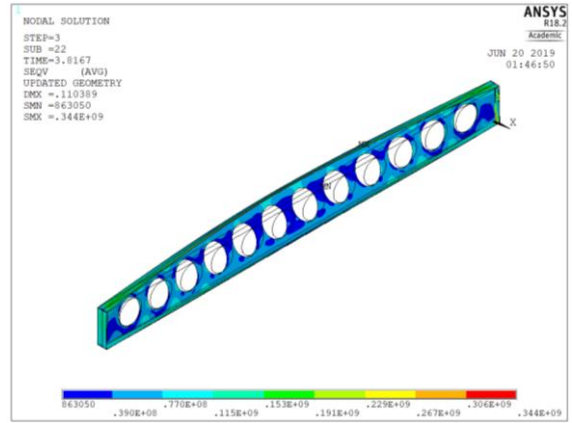
L = 6 [m]



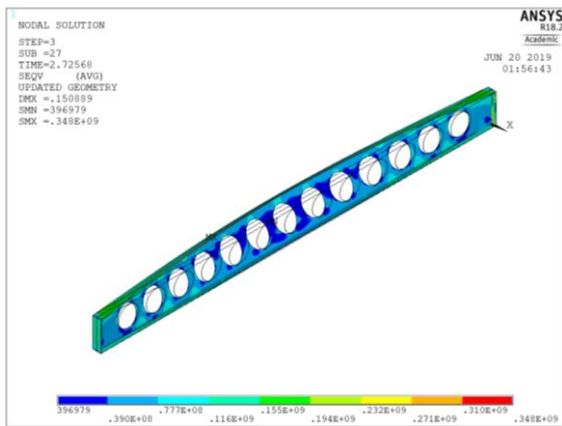
L = 7 [m]



L = 8 [m]

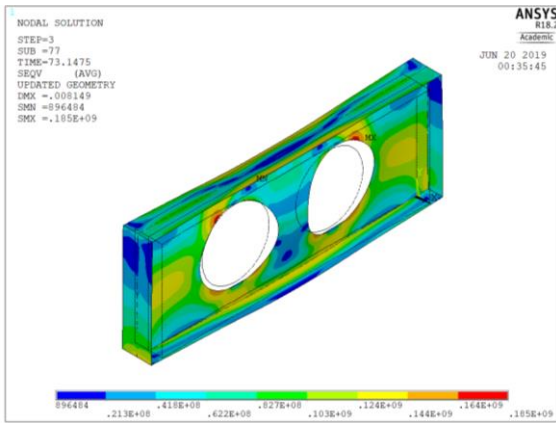


L = 9 [m]

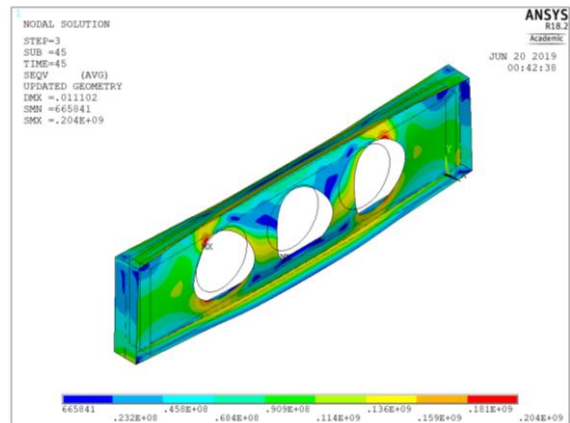


L = 10 [m]

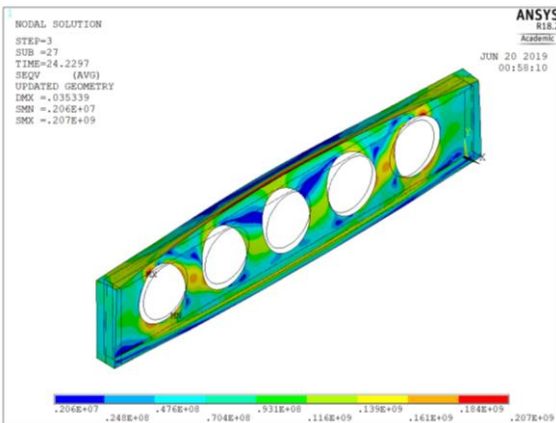
$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares - 500 [°C]



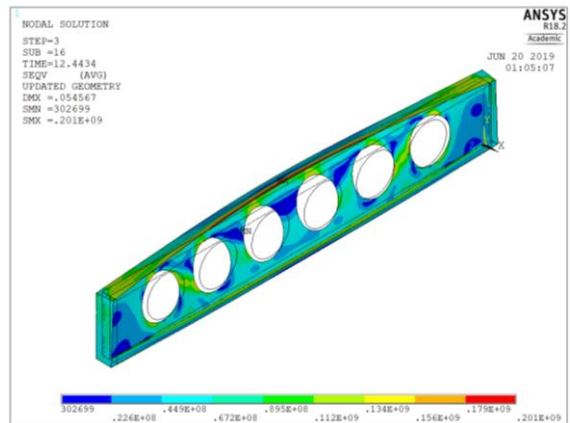
L = 2 [m]



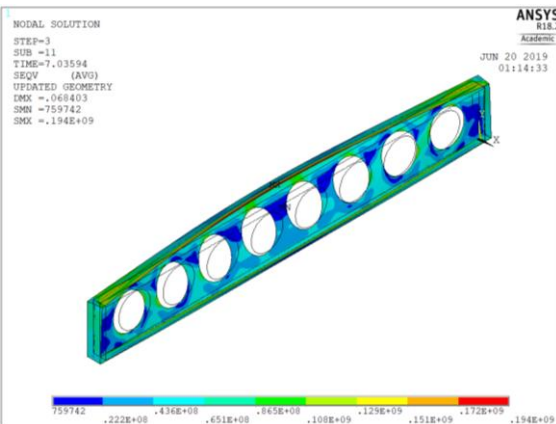
L = 3 [m]



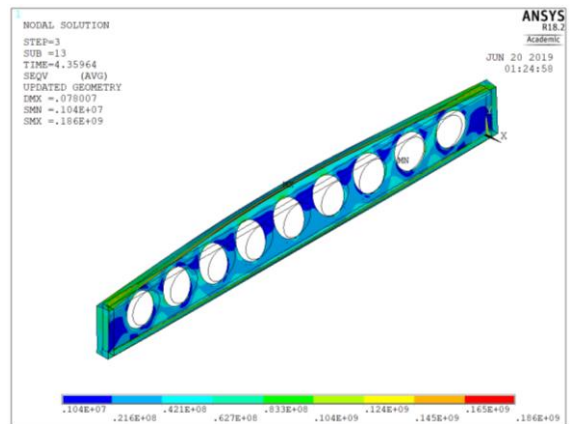
L = 4 [m]



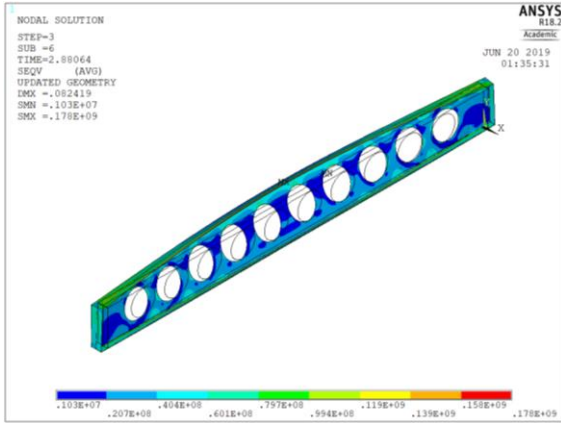
L = 5 [m]



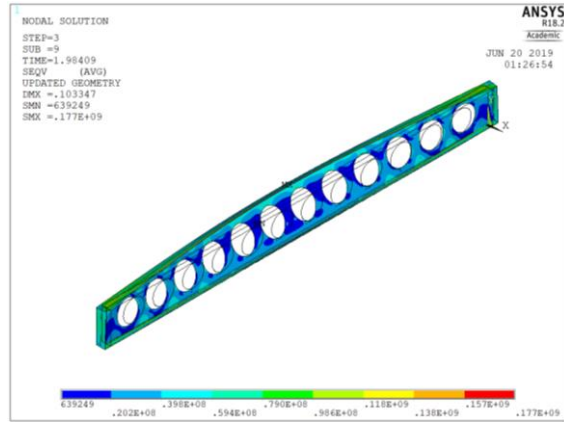
L = 6 [m]



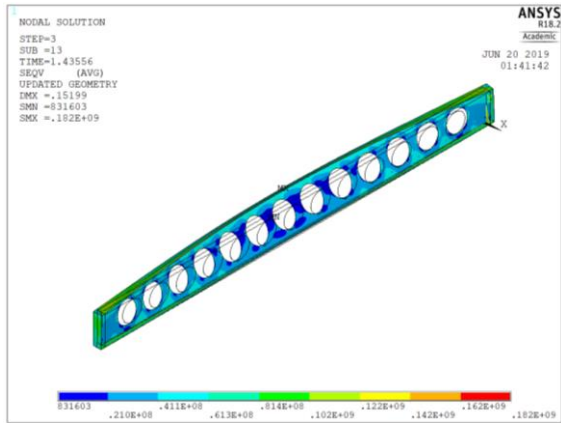
L = 7 [m]



L = 8 [m]

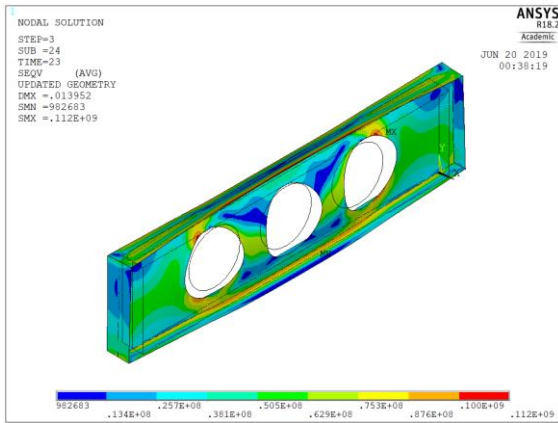


L = 9 [m]

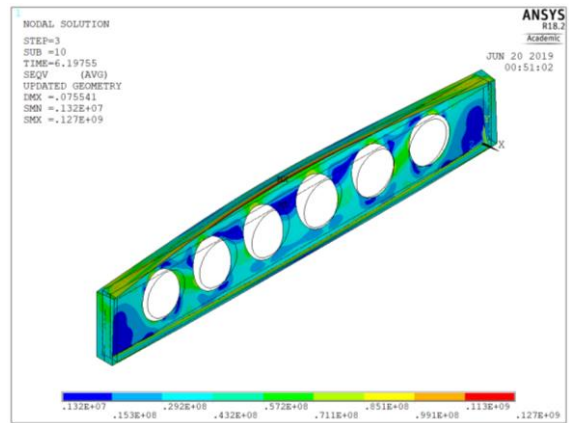


L = 10 [m]

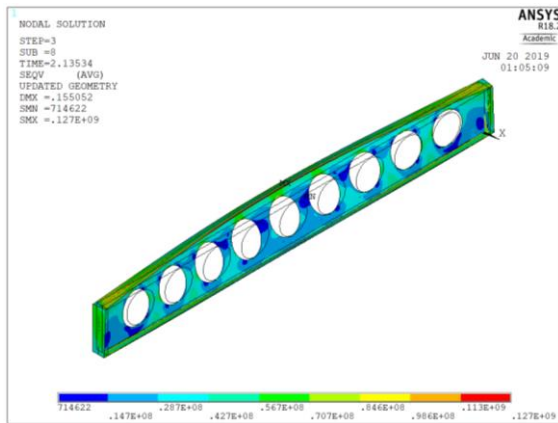
$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares - 600 [°C]



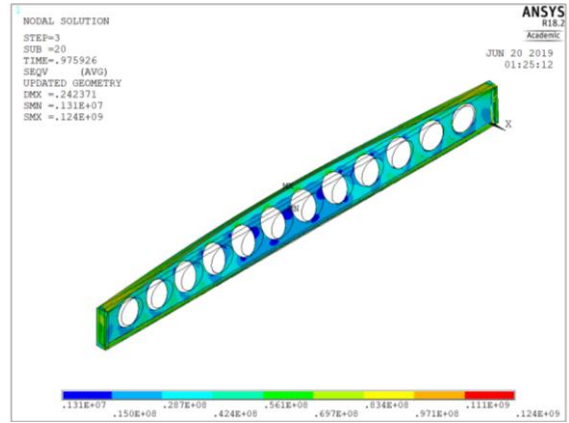
L = 3 [m]



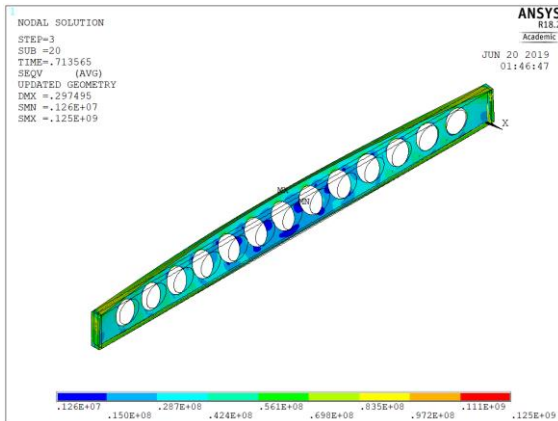
L = 5 [m]



L = 7 [m]

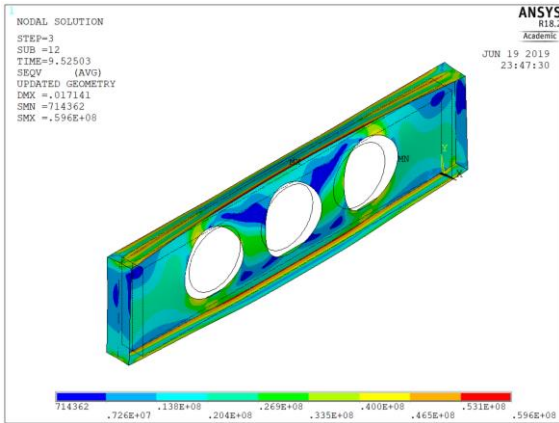


L = 9 [m]

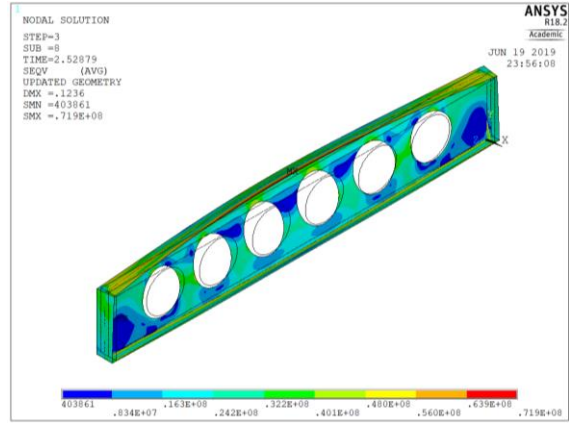


L = 10 [m]

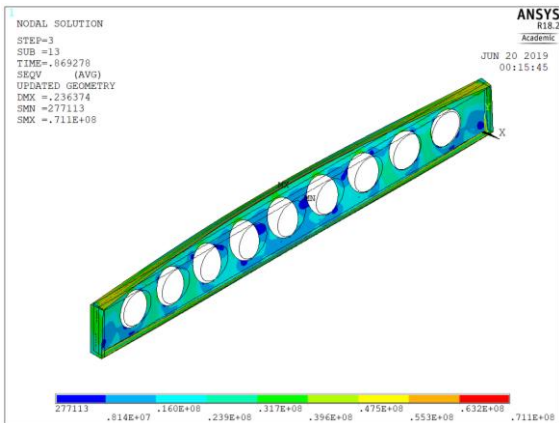
$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares - 700 [°C]



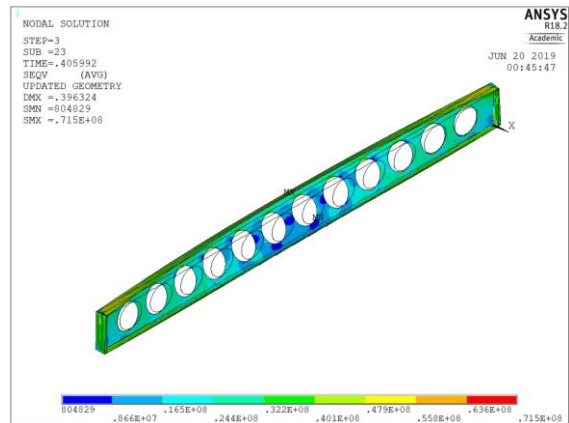
L = 3 [m]



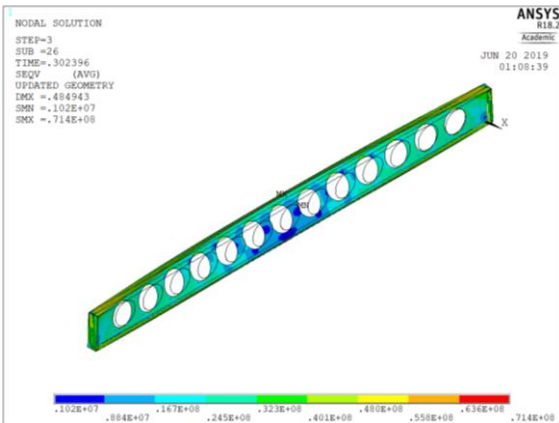
L = 5 [m]



L = 7 [m]

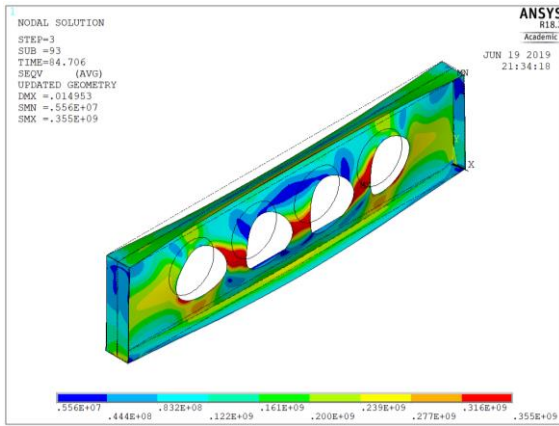


L = 9 [m]

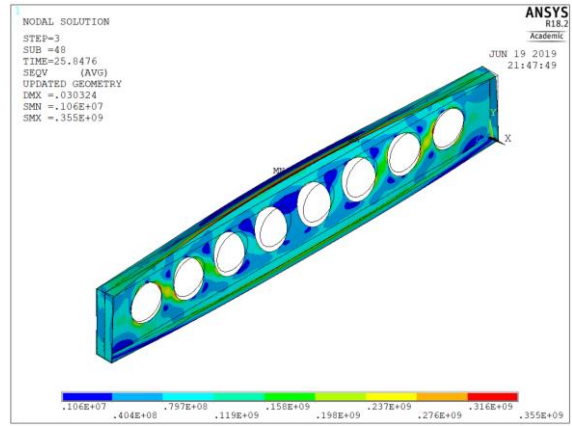


L = 10 [m]

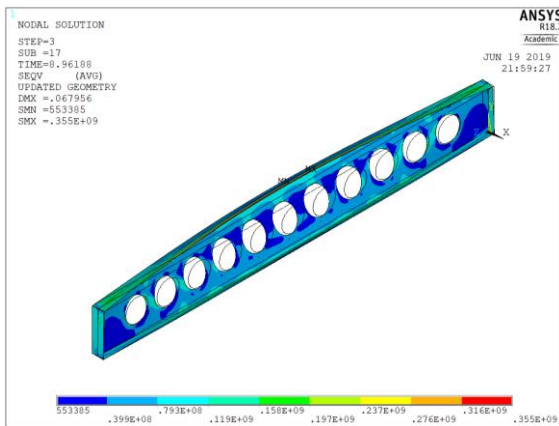
$$d_0 = 0,8h - 20 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



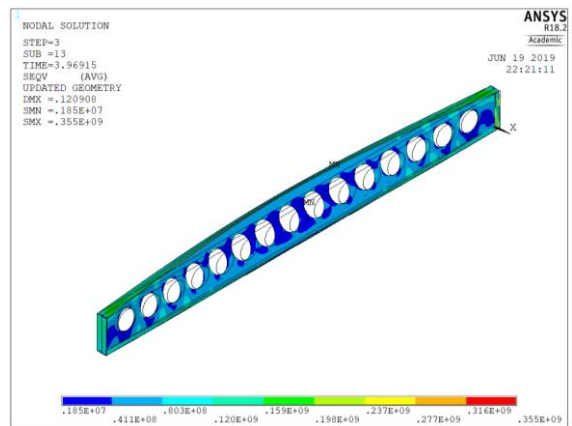
L = 3 [m]



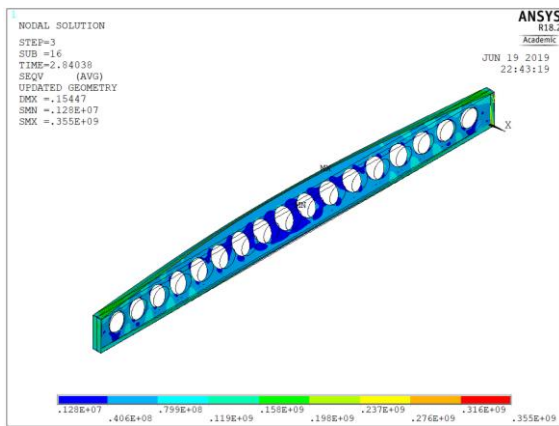
L = 5 [m]



L = 7 [m]

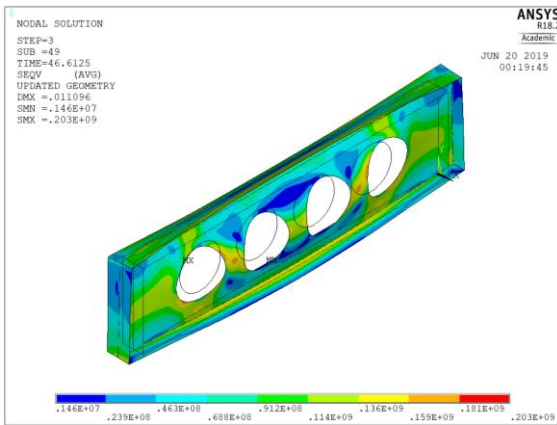


L = 9 [m]

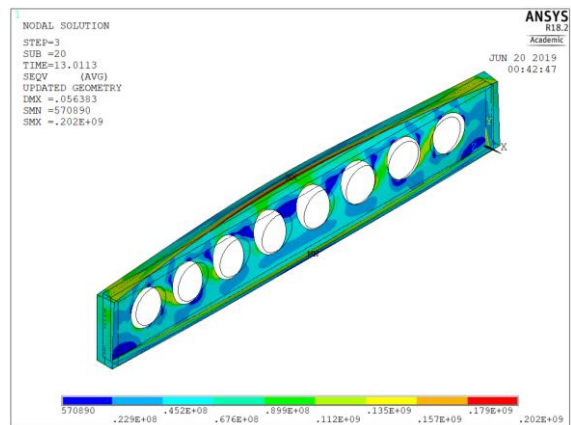


L = 10 [m]

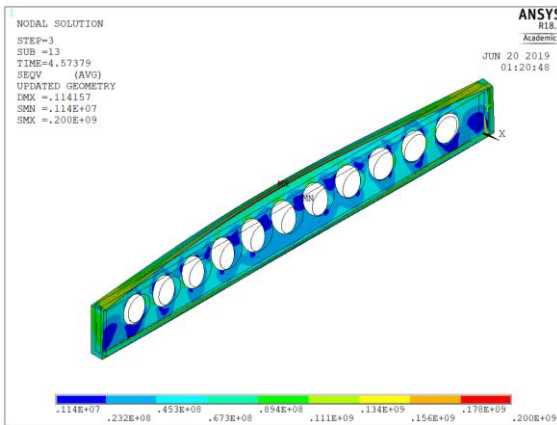
$$d_0=0,8h - 500 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



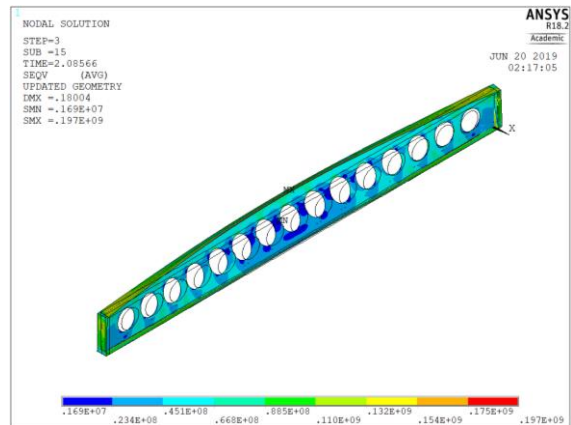
L = 3 [m]



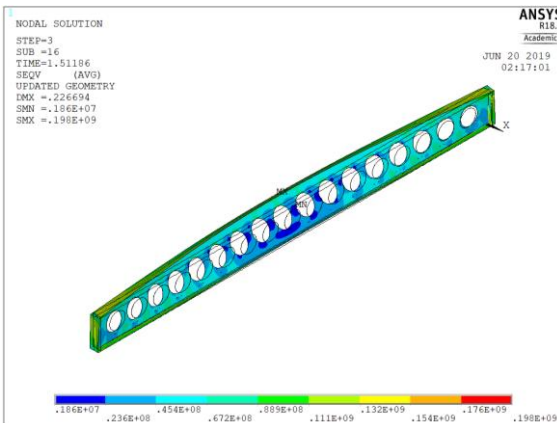
L = 5 [m]



L = 7 [m]

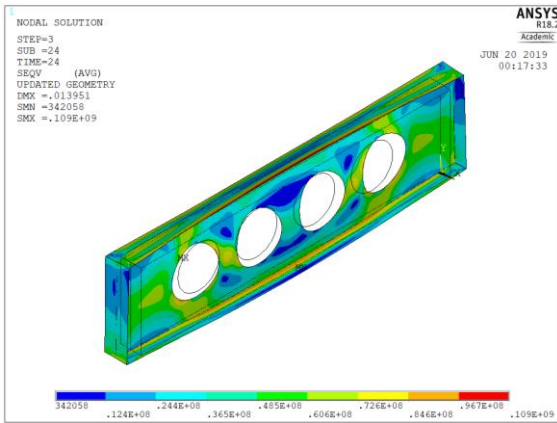


L = 9 [m]

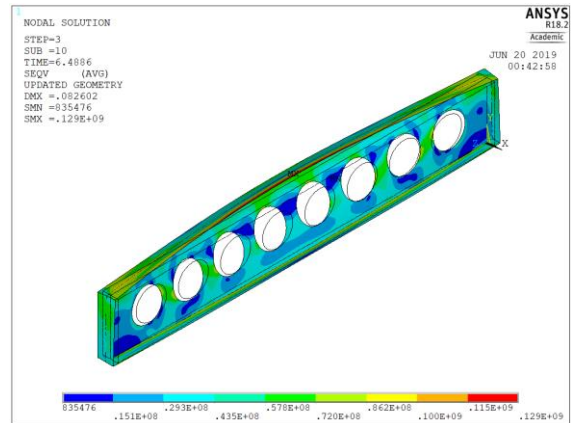


L = 10 [m]

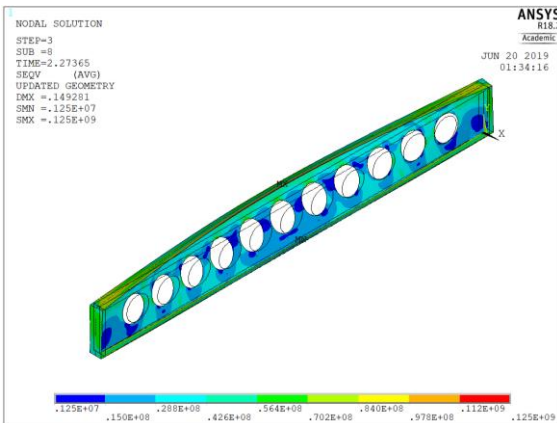
$$d_0=0,8h - 600 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



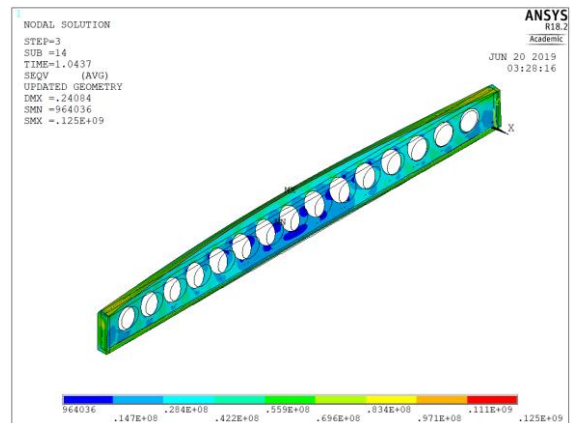
L = 3 [m]



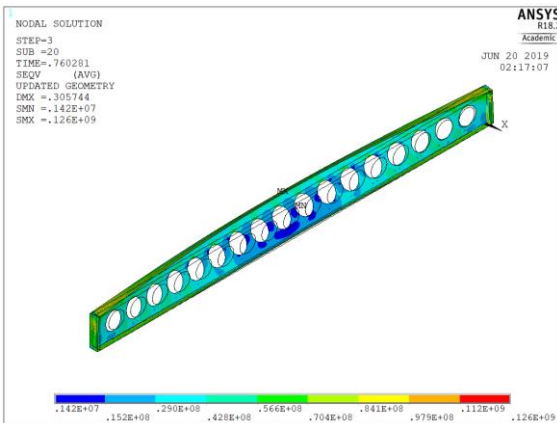
L = 5 [m]



L = 7 [m]

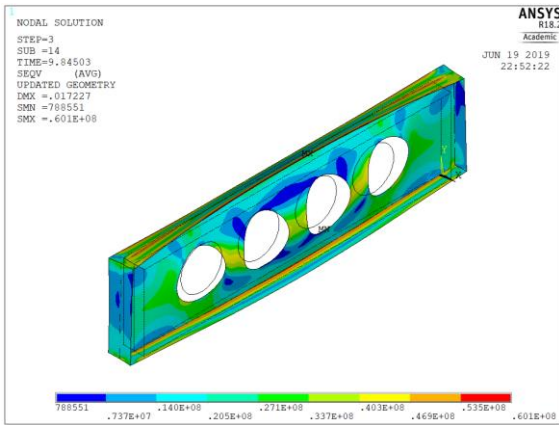


L = 9 [m]

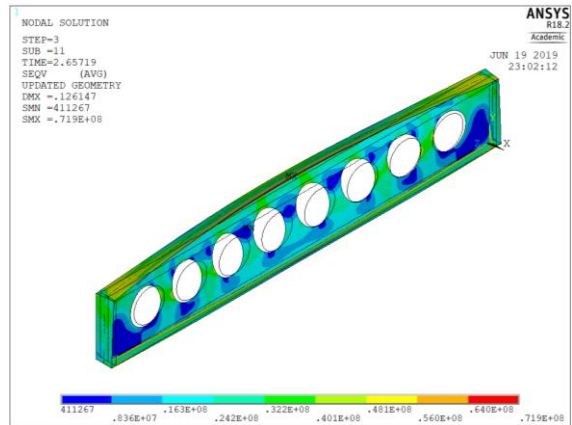


L = 10 [m]

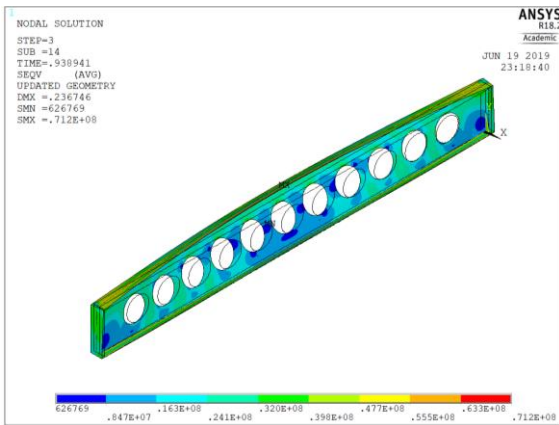
$$d_0 = 0,8h - 700 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



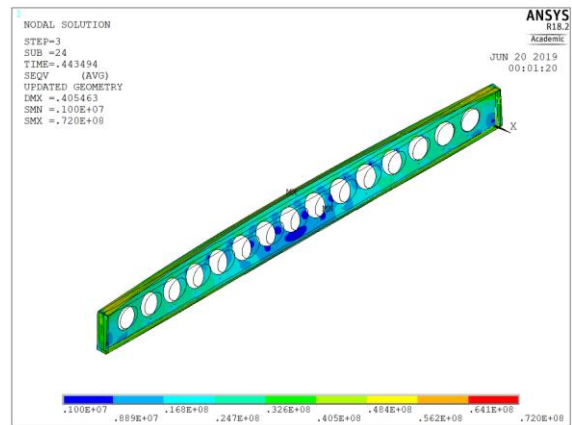
L = 3 [m]



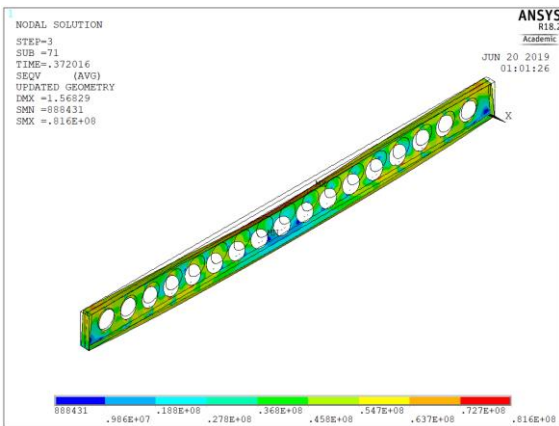
L = 5 [m]



L = 7 [m]

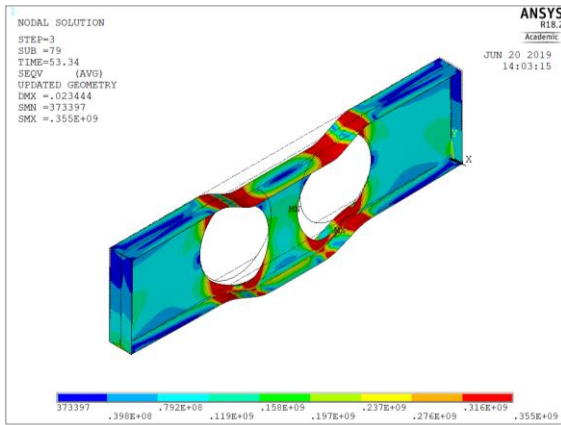


L = 9 [m]

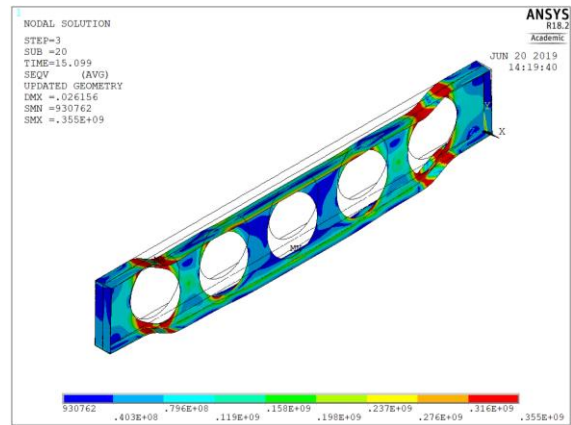


L = 10 [m]

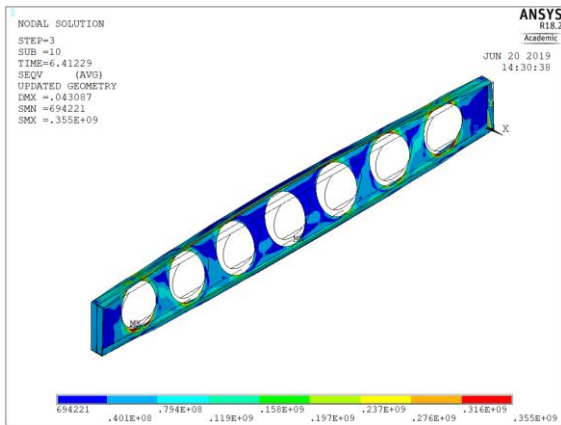
$$d_0 = 1,3h - 20 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



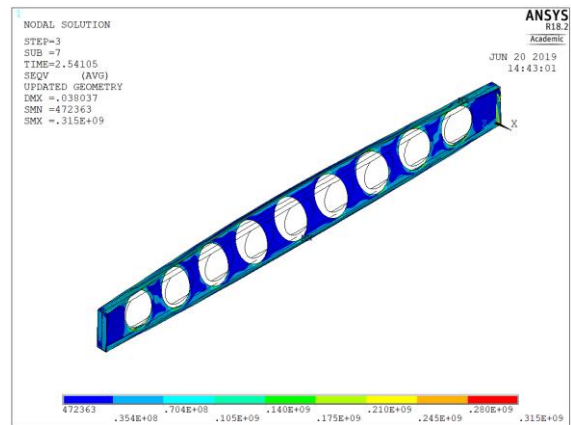
L = 3 [m]



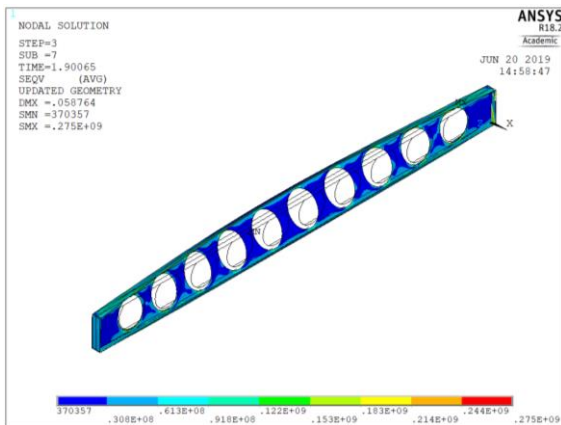
L = 5 [m]



L = 7 [m]

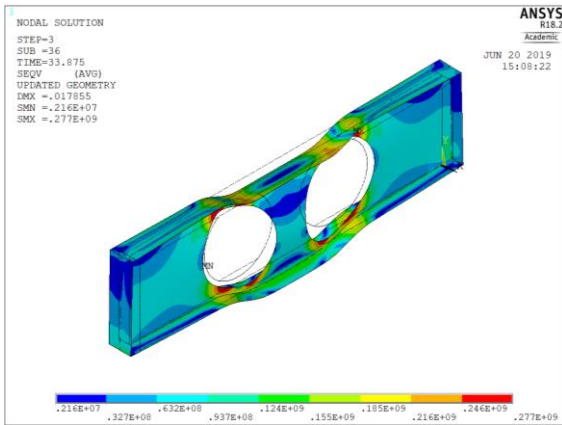


L = 9 [m]

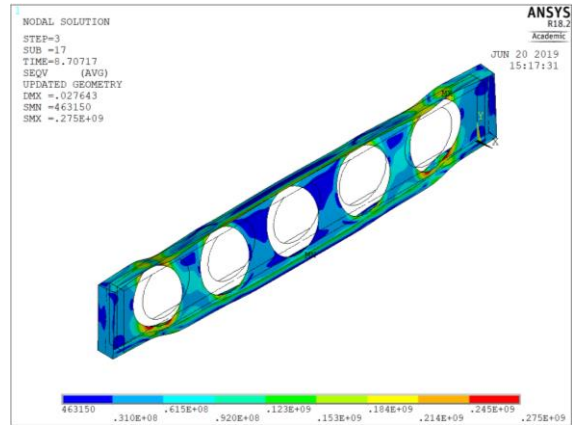


L = 10 [m]

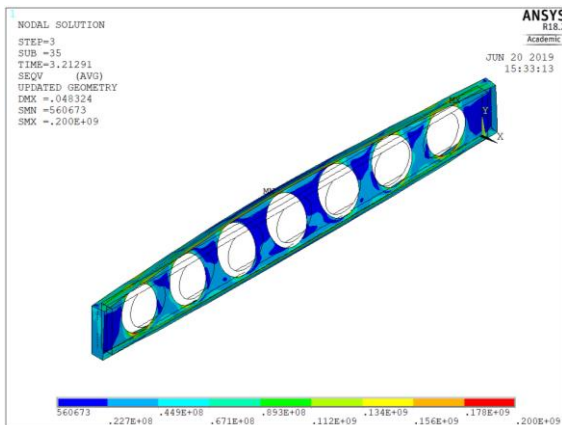
$$d_0 = 1,3h - 500 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



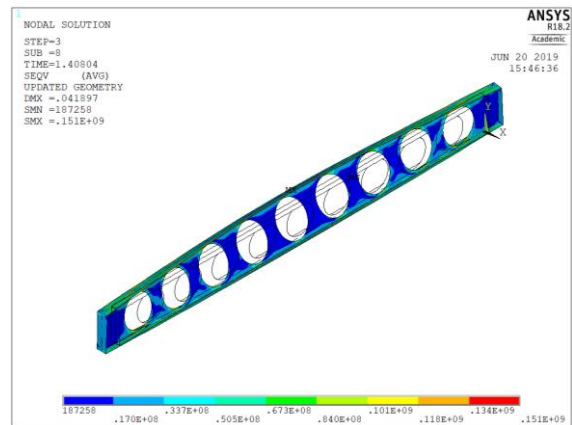
L = 3 [m]



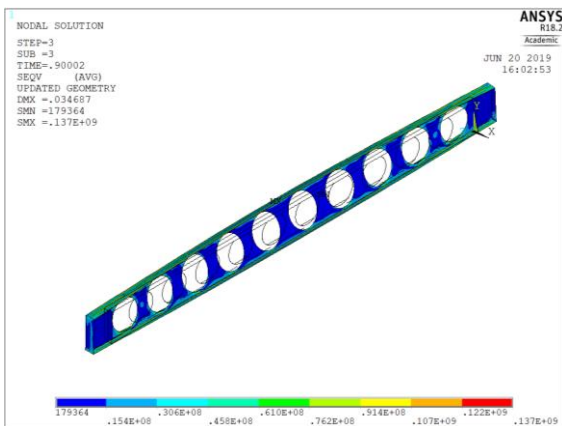
L = 5 [m]



L = 7 [m]

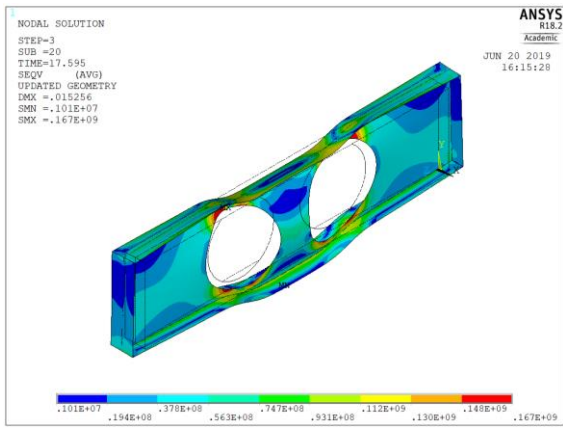


L = 9 [m]

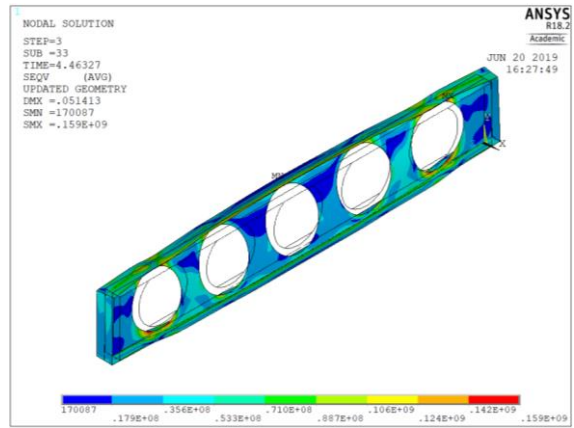


L = 10 [m]

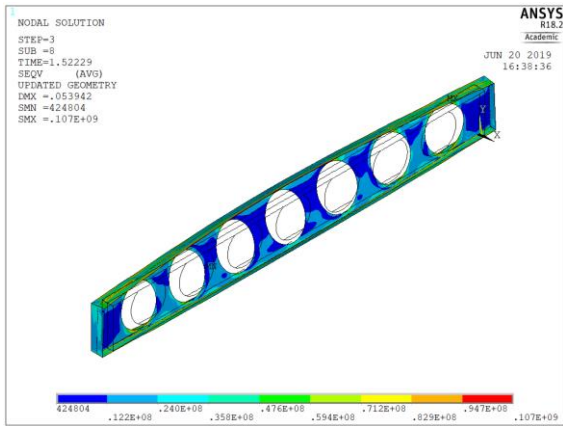
$$d_0 = 1,3h - 600 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



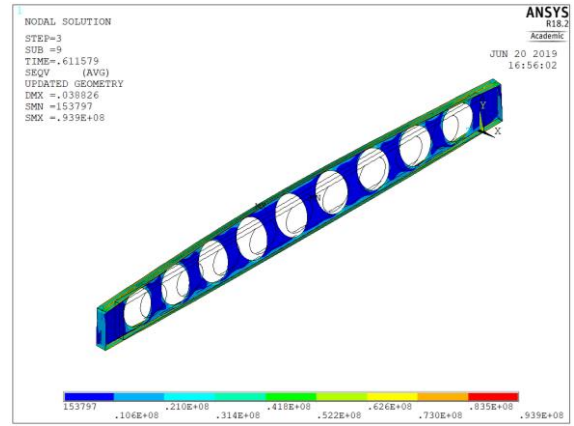
L = 3 [m]



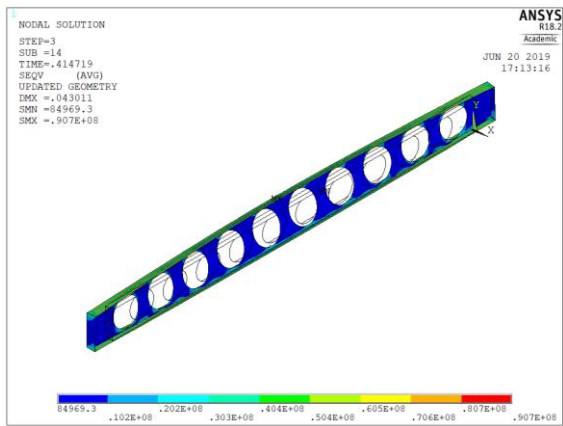
L = 5 [m]



L = 7 [m]

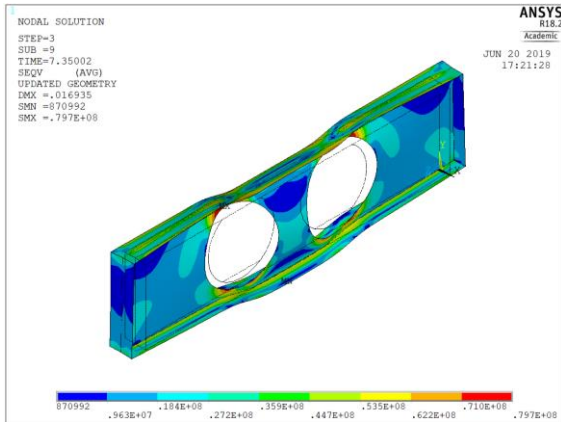


L = 9 [m]

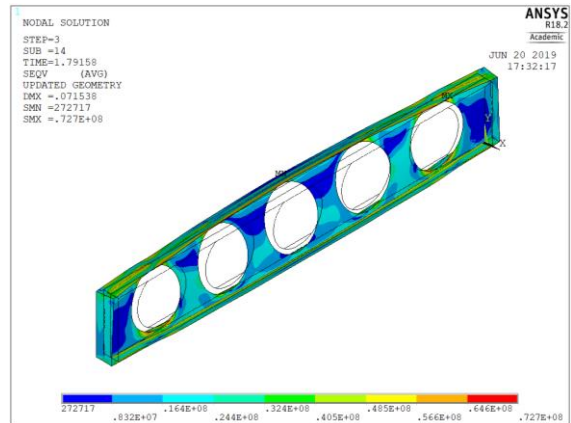


L = 10 [m]

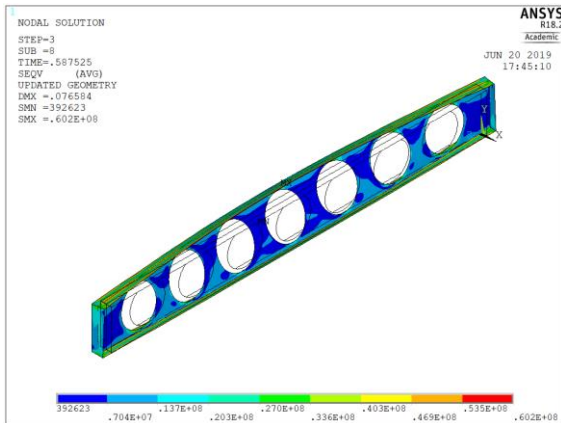
$$d_0 = 1,3h - 700 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



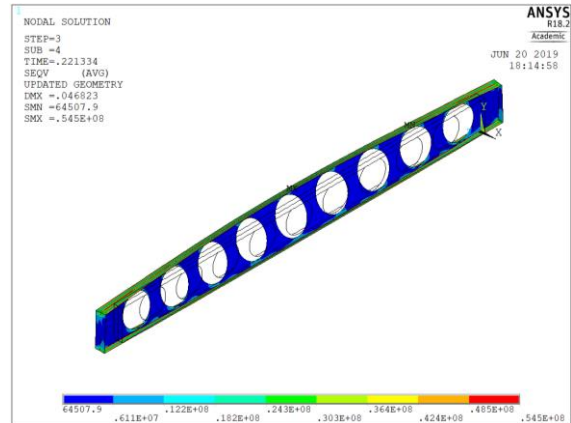
L = 3 [m]



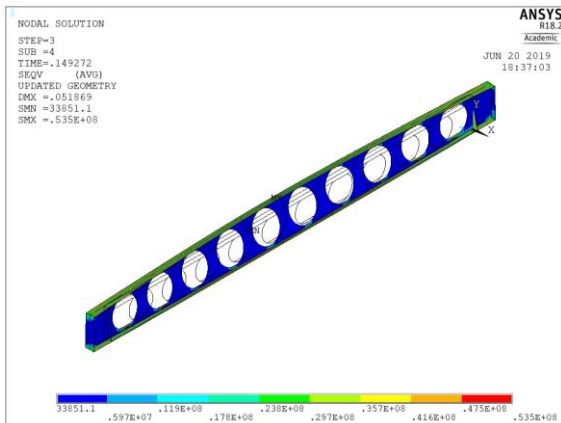
L = 5 [m]



L = 7 [m]

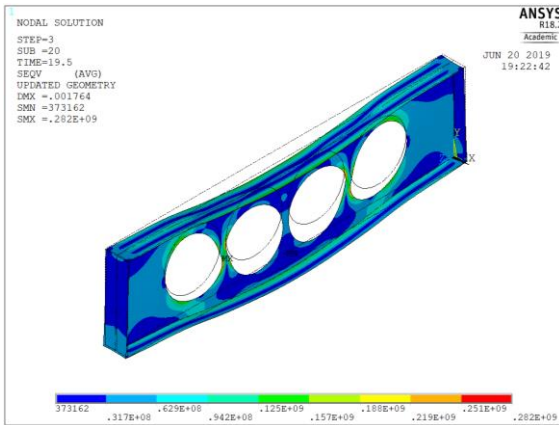


L = 9 [m]

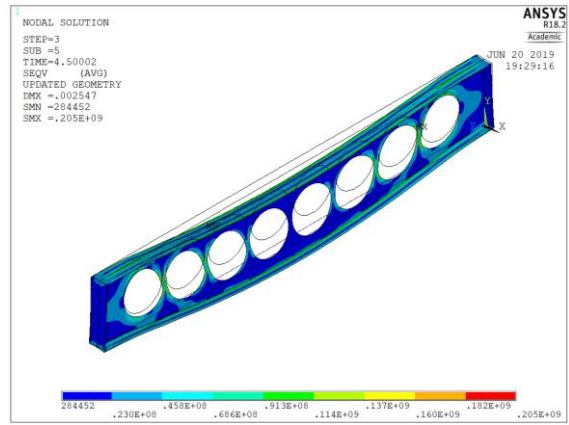


L = 10 [m]

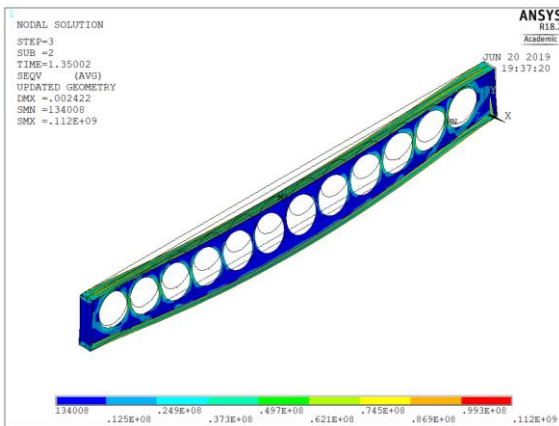
$$S=1,1d_0-20\text{ [}^\circ\text{C]}$$



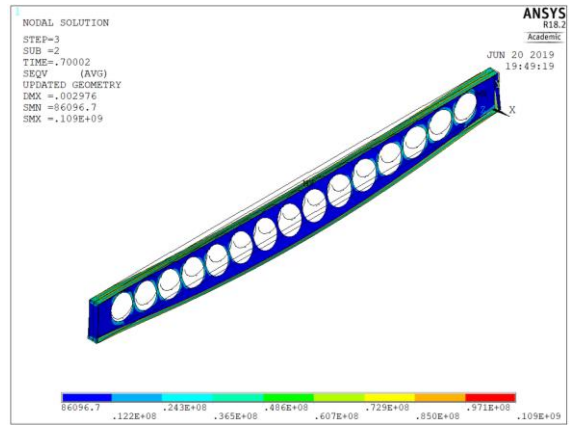
L = 3 [m]



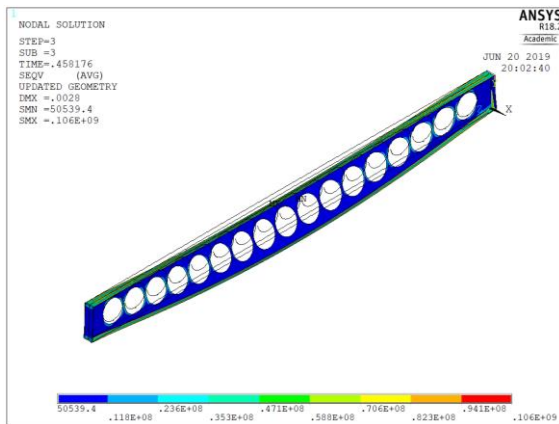
L = 5 [m]



L = 7 [m]

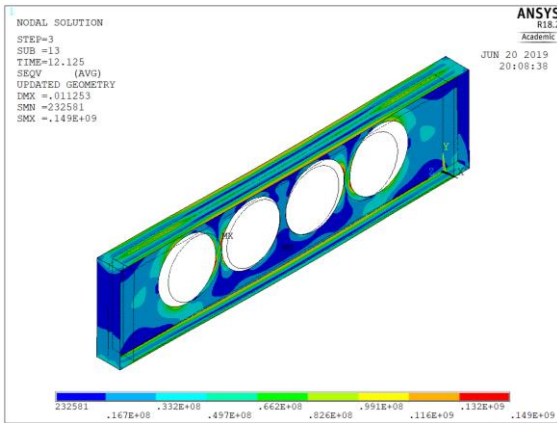


L = 9 [m]

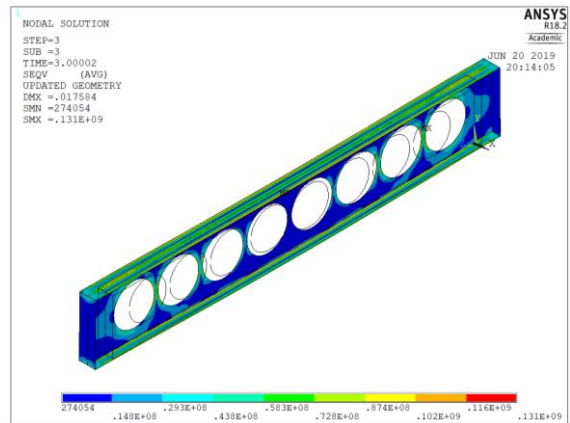


L = 10 [m]

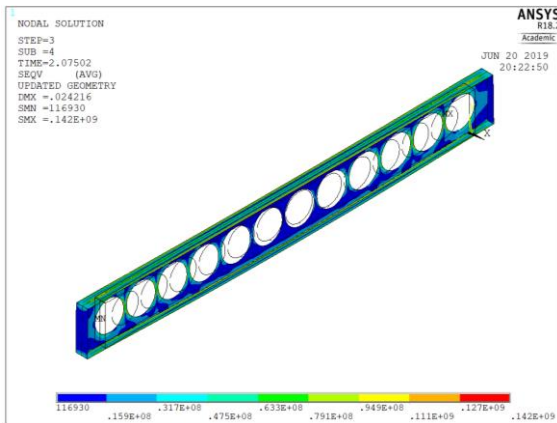
$$S=1,1d_0- 500 [^{\circ}\text{C}]$$



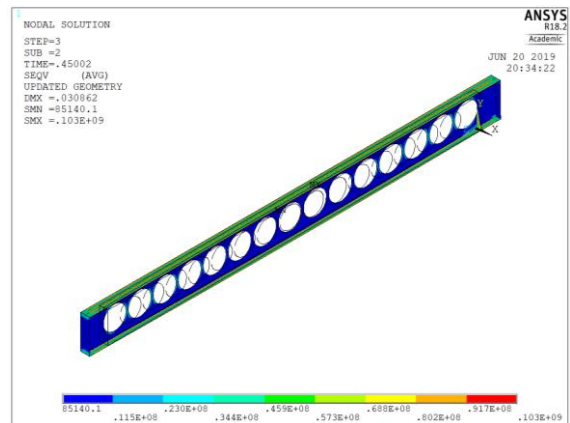
L = 3 [m]



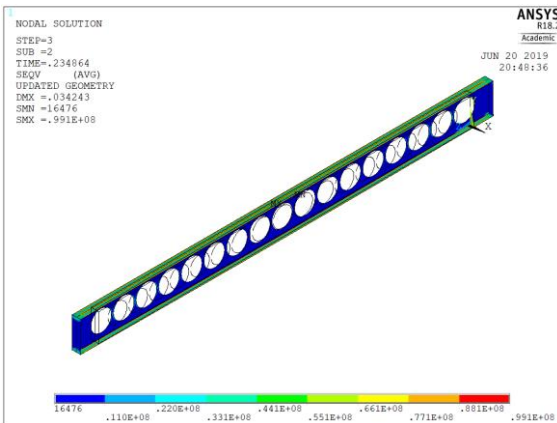
L = 5 [m]



L = 7 [m]

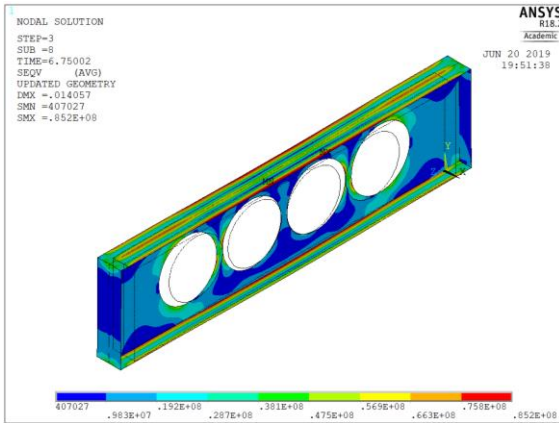


L = 9 [m]

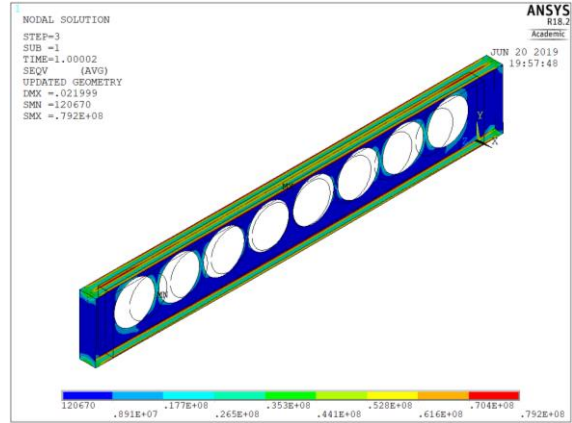


L = 10 [m]

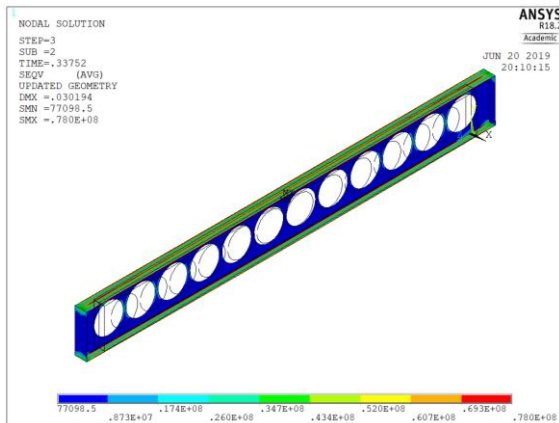
$$S=1,1d_0- 600 [^{\circ}\text{C}]$$



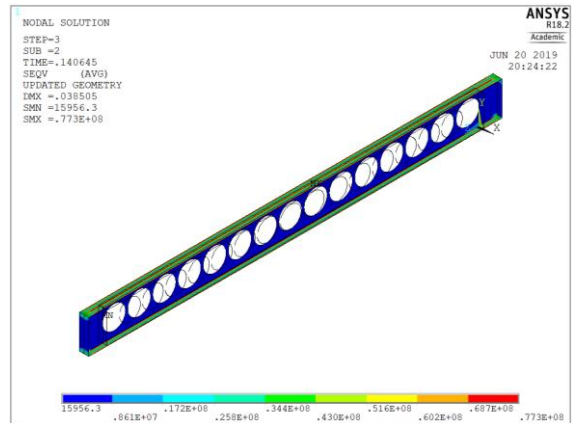
L = 3 [m]



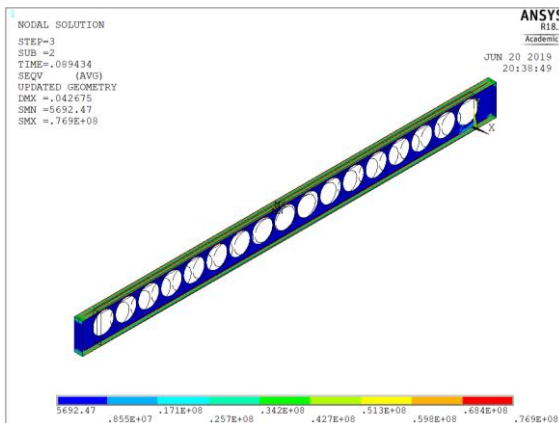
L = 5 [m]



L = 7 [m]

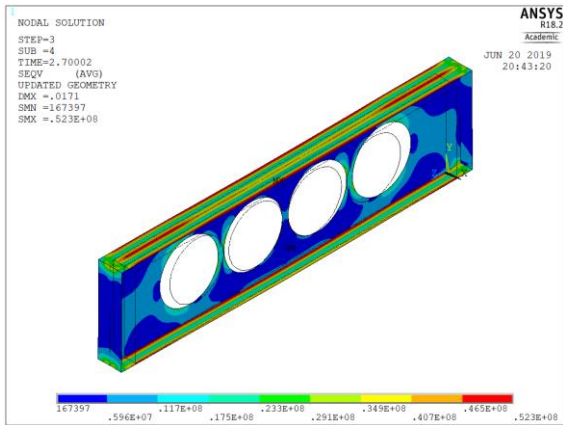


L = 9 [m]

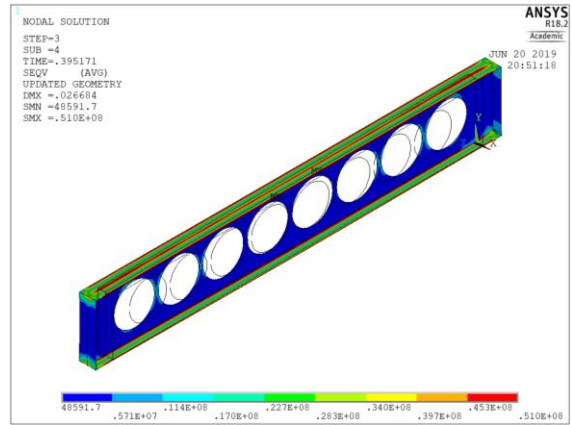


L = 10 [m]

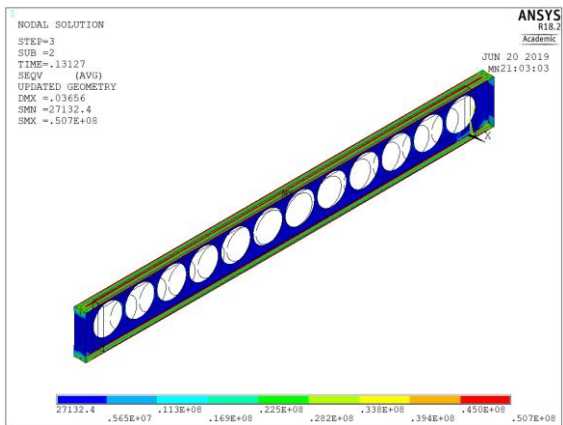
$$S=1,1d_0- 700 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



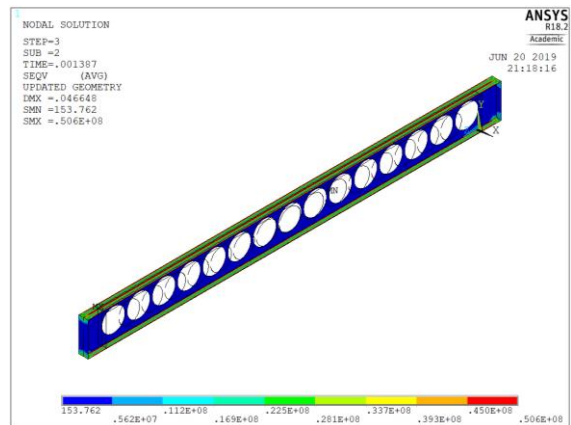
L = 3 [m]



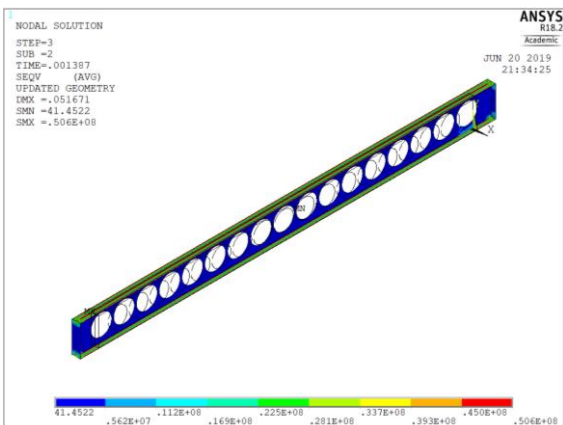
L = 5 [m]



L = 7 [m]

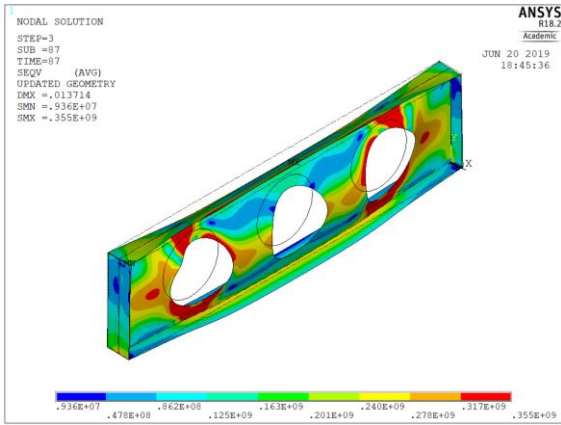


L = 9 [m]

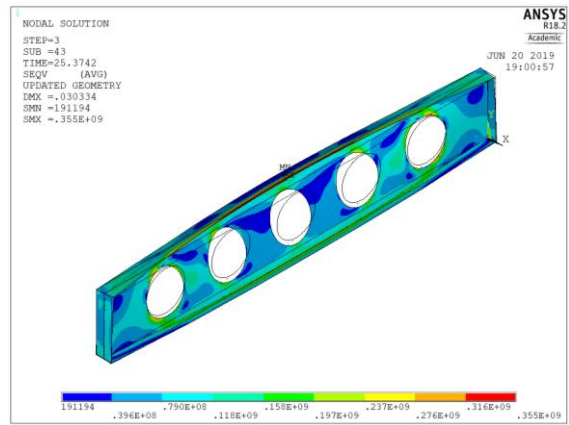


L = 10 [m]

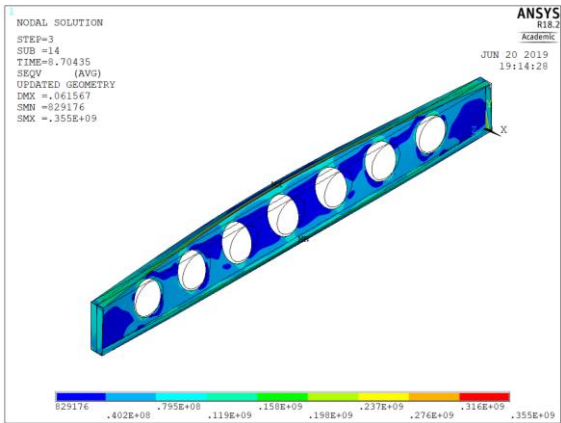
$$S=1,7d_0-20 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



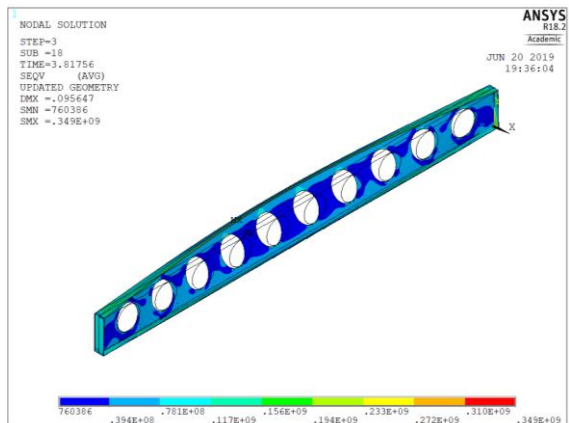
L = 3 [m]



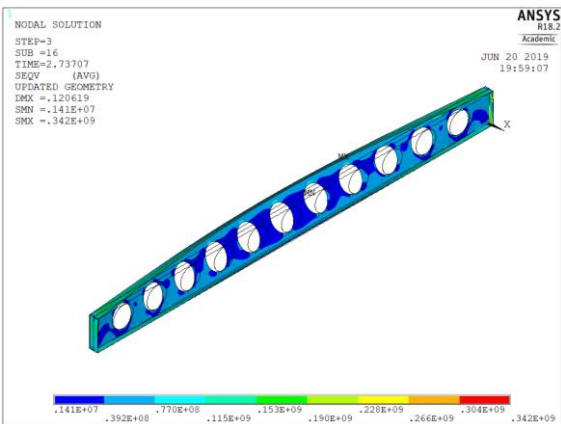
L = 5 [m]



L = 7 [m]

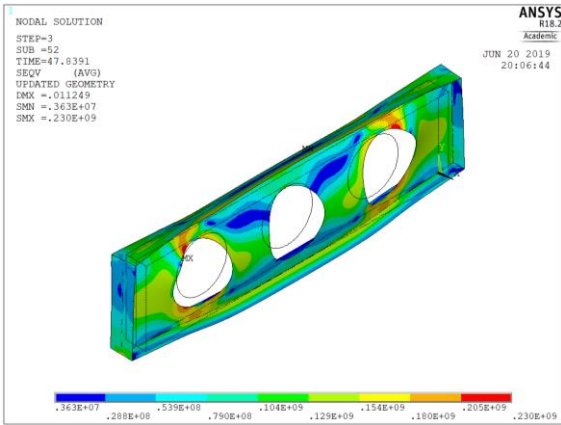


L = 9 [m]

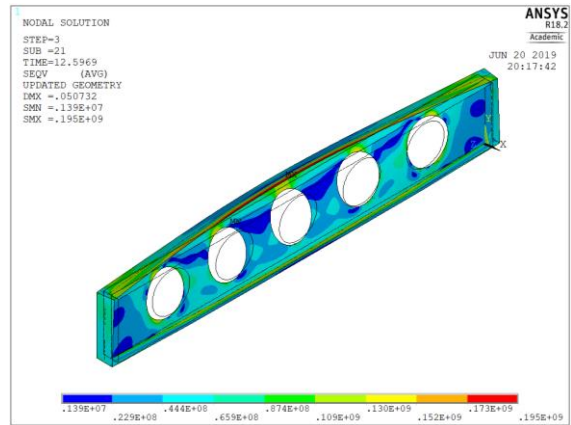


L = 10 [m]

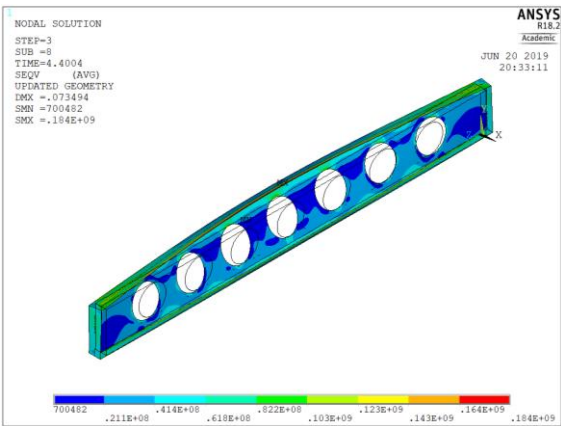
$$S=1,7d_0- 500 [^{\circ}\text{C}]$$



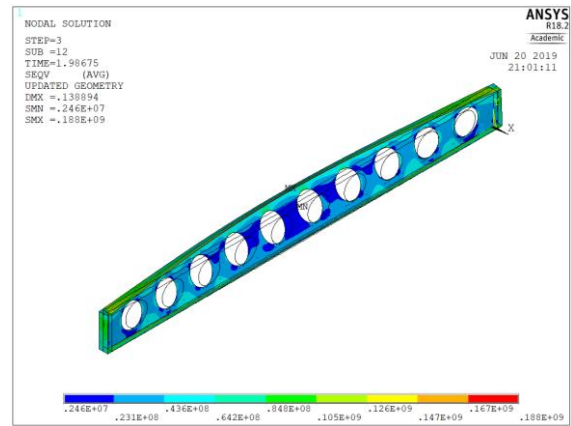
L = 3 [m]



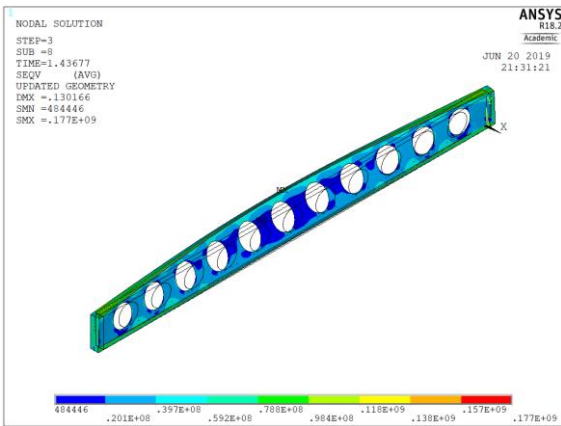
L = 5 [m]



L = 7 [m]

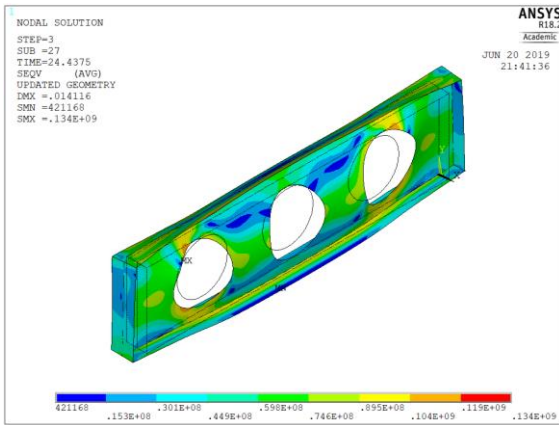


L = 9 [m]

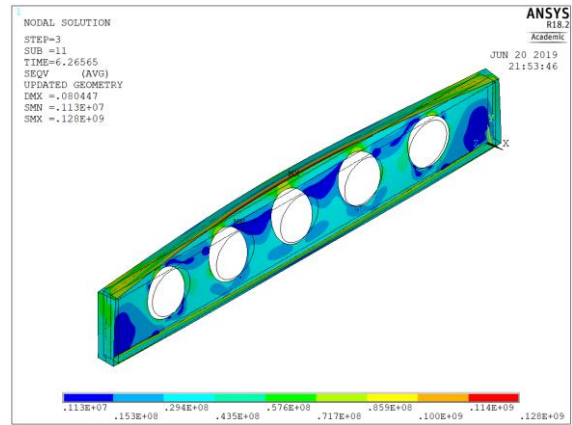


L = 10 [m]

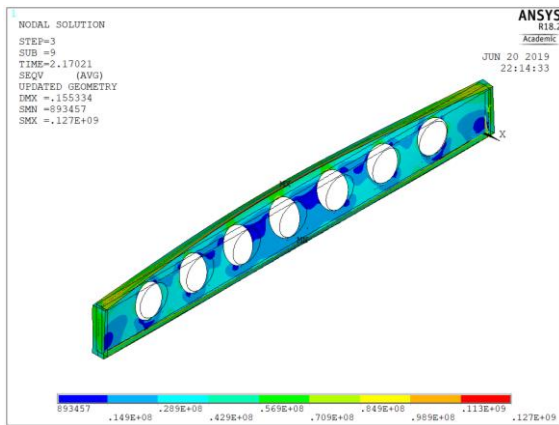
$$S=1,7d_0- 600 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



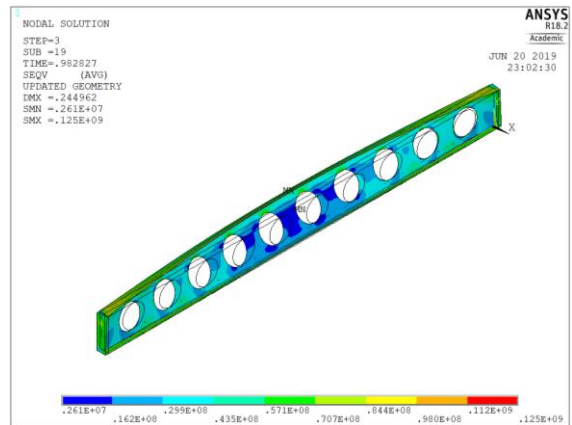
L = 3 [m]



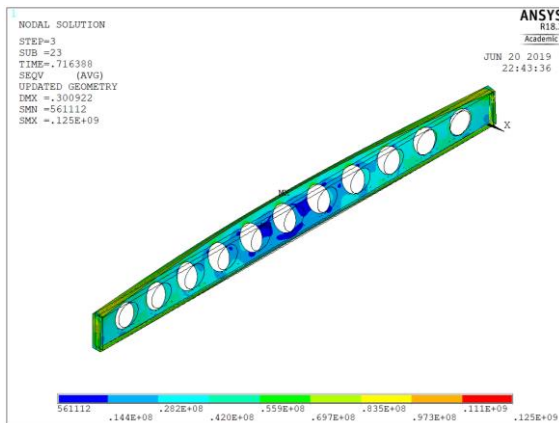
L = 5 [m]



L = 7 [m]

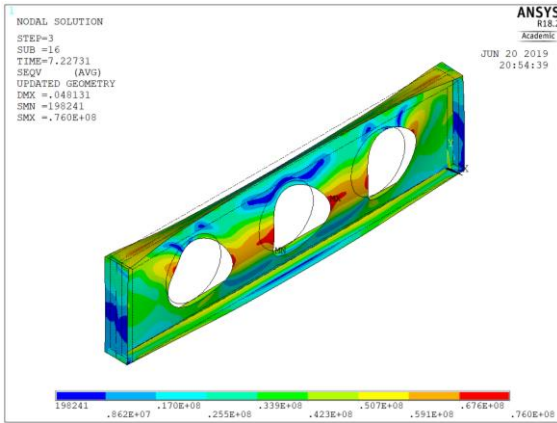


L = 9 [m]

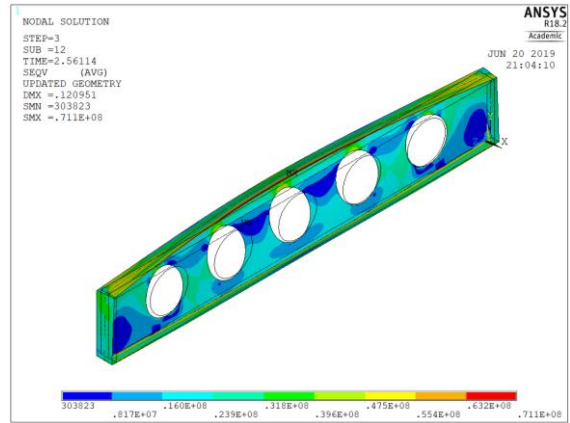


L = 10 [m]

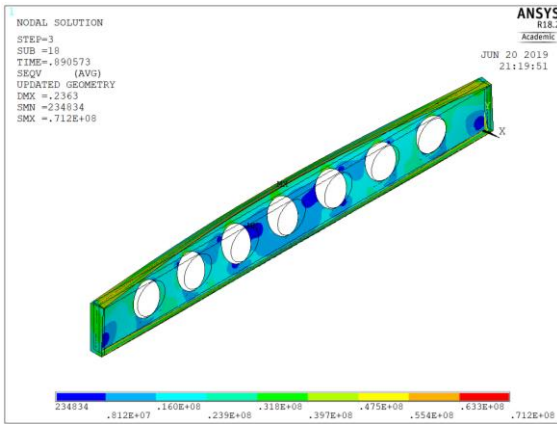
$$S=1,7d_0- 700 \text{ [}^\circ\text{C]}$$



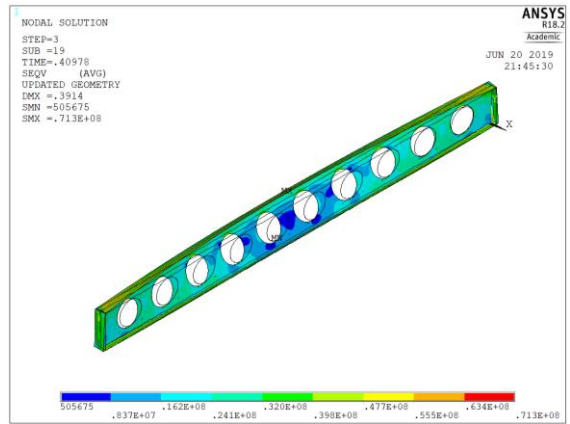
L = 3 [m]



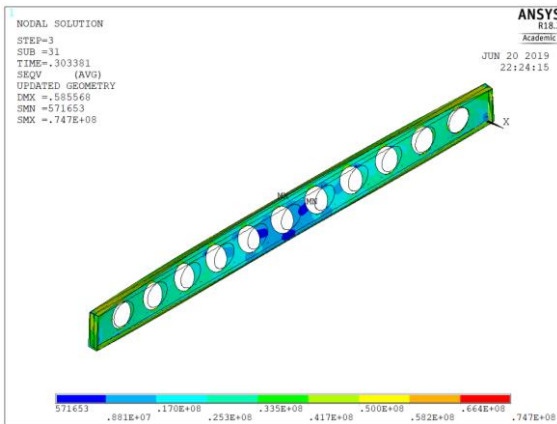
L = 5 [m]



L = 7 [m]

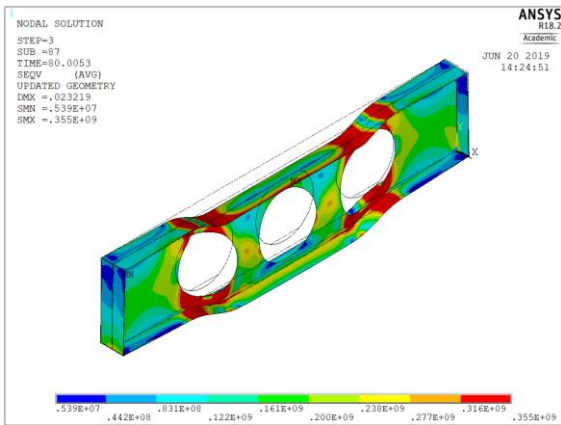


L = 9 [m]

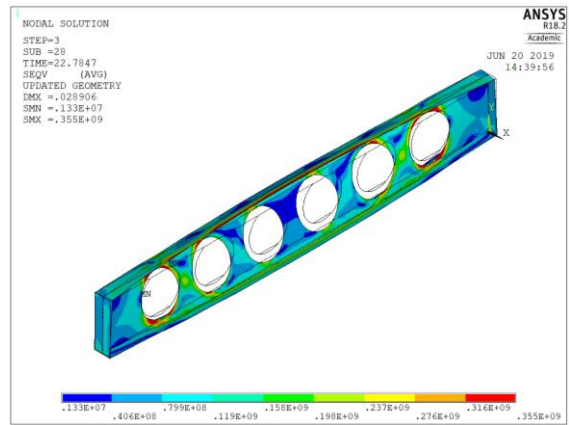


L = 10 [m]

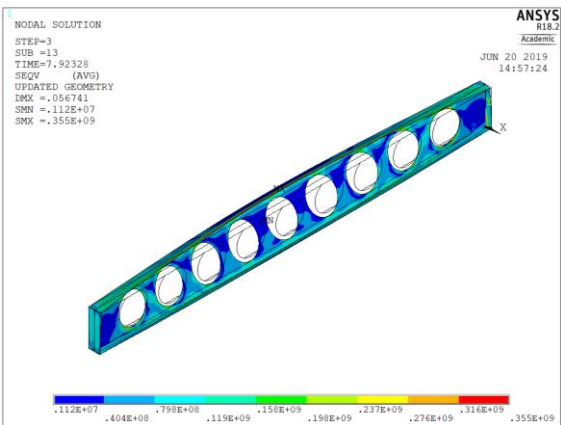
H=1,3h - 20 [°C]



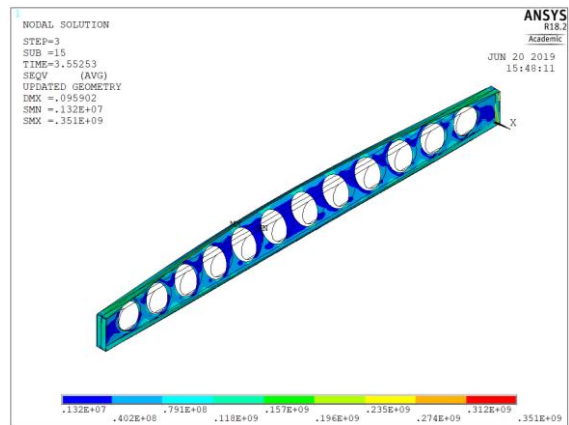
L = 3 [m]



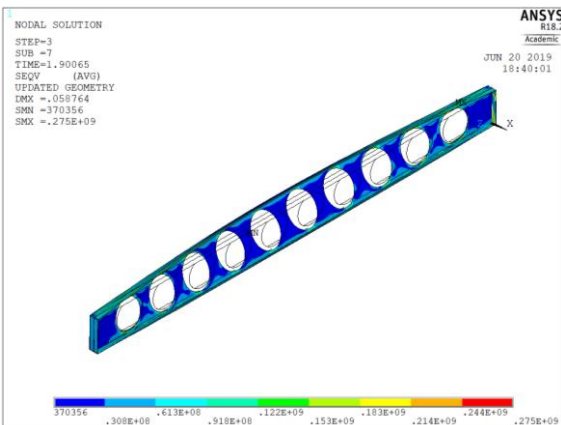
L = 5 [m]



L = 7 [m]

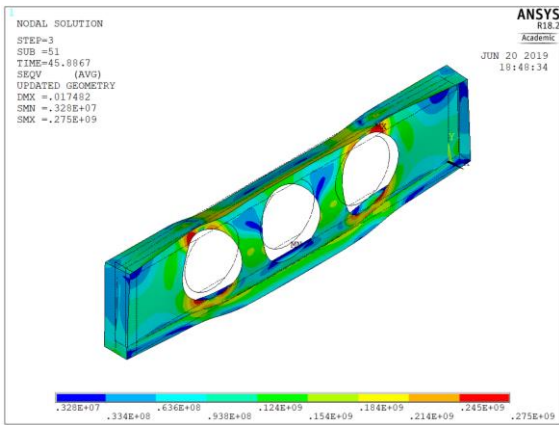


L = 9 [m]

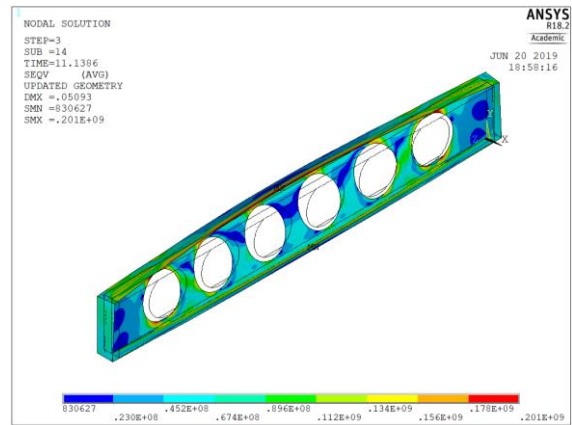


L = 10 [m]

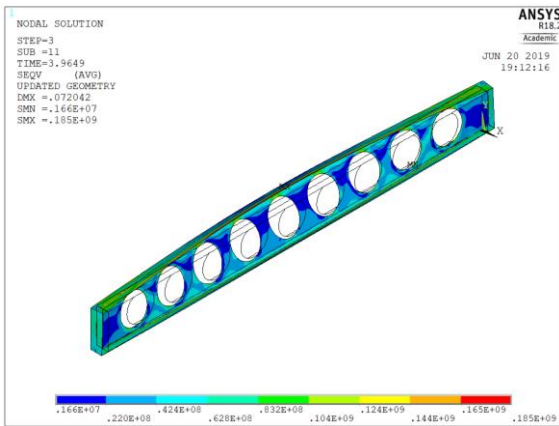
H=1,3h - 500 [°C]



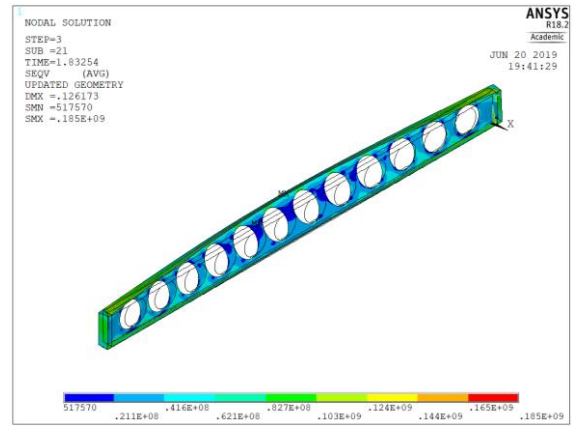
L = 3 [m]



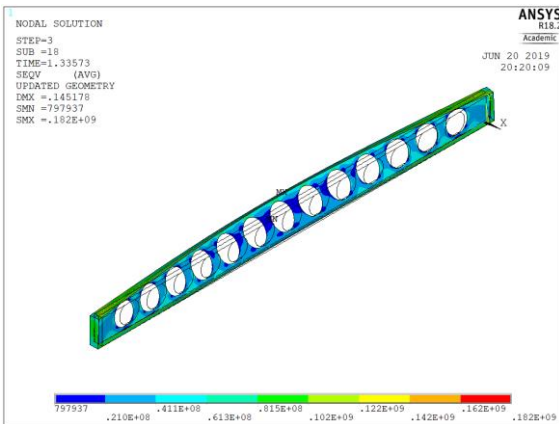
L = 5 [m]



L = 7 [m]

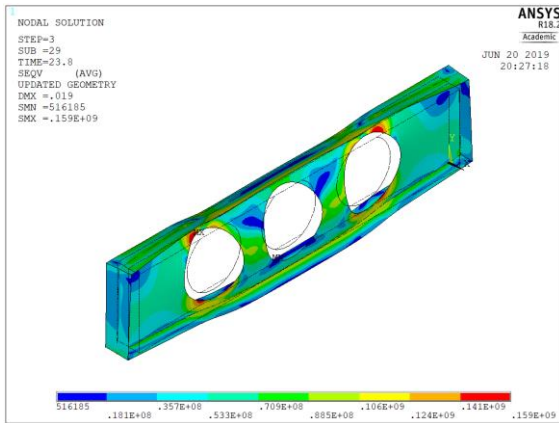


L = 9 [m]

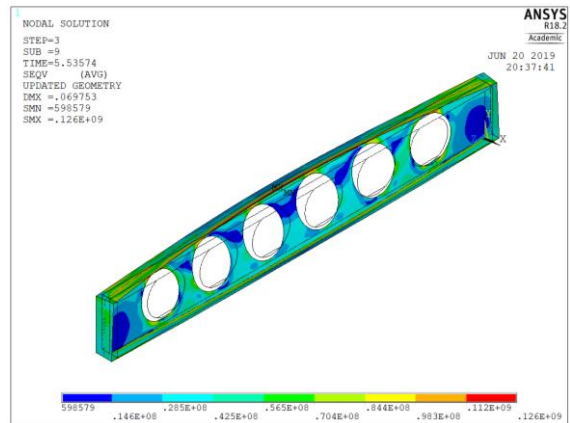


L = 10 [m]

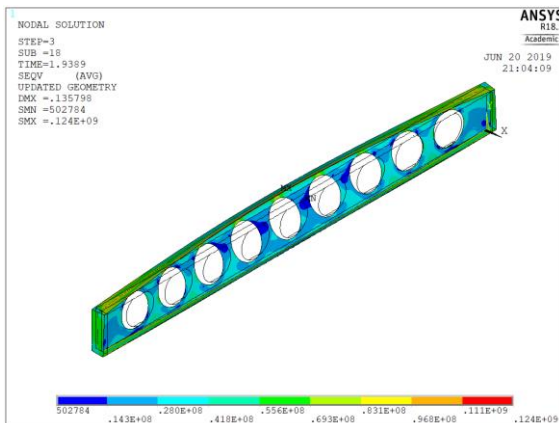
H=1,3h - 600 [°C]



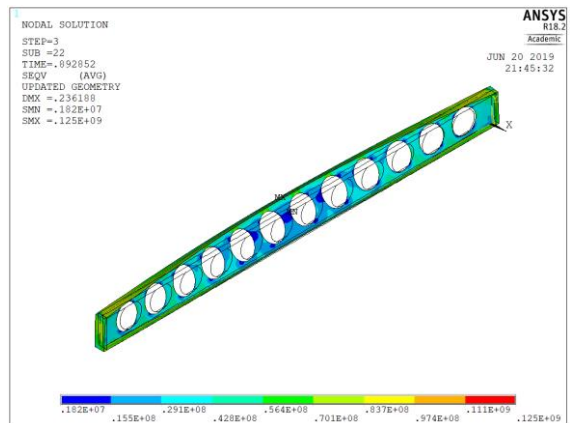
L = 3 [m]



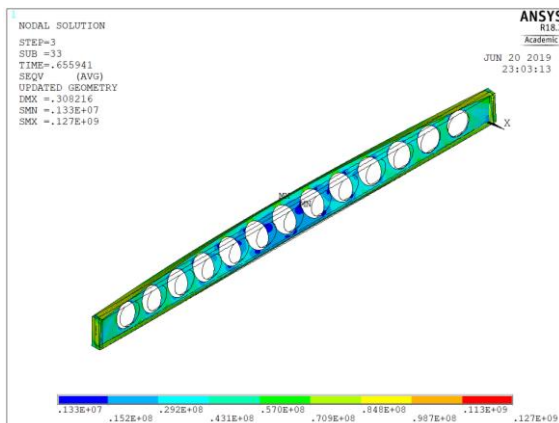
L = 5 [m]



L = 7 [m]

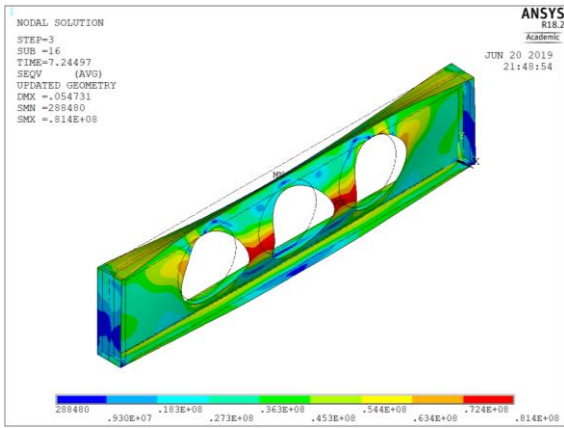


L = 9 [m]

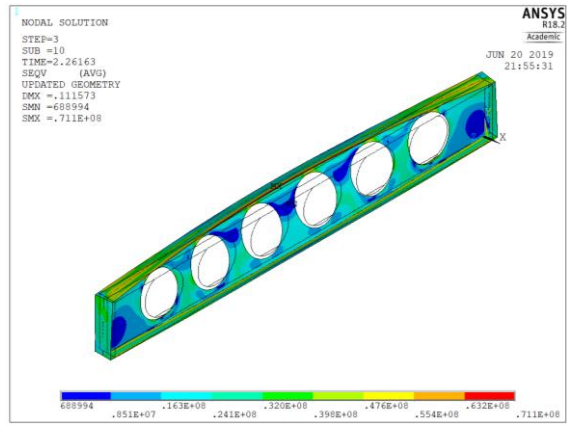


L = 10 [m]

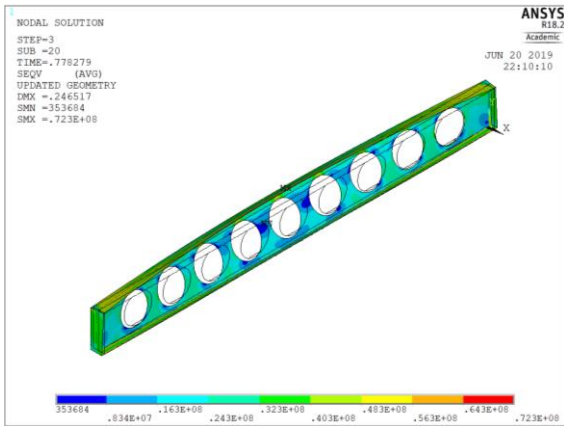
H=1,3h - 700 [°C]



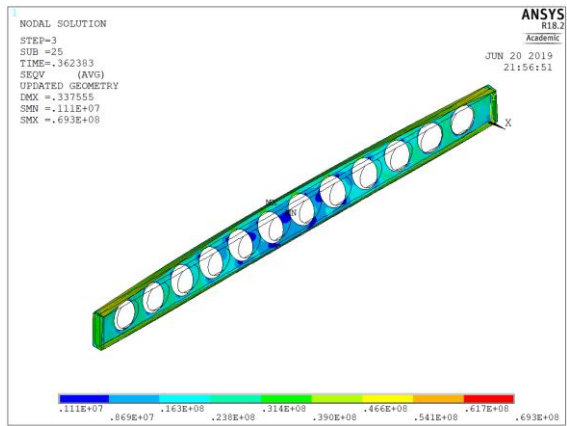
L = 3 [m]



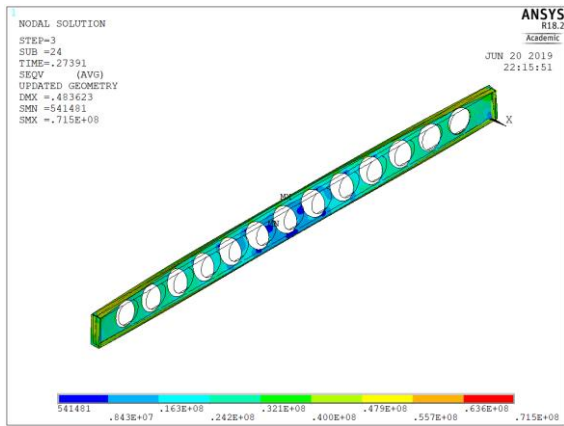
L = 5 [m]



L = 7 [m]

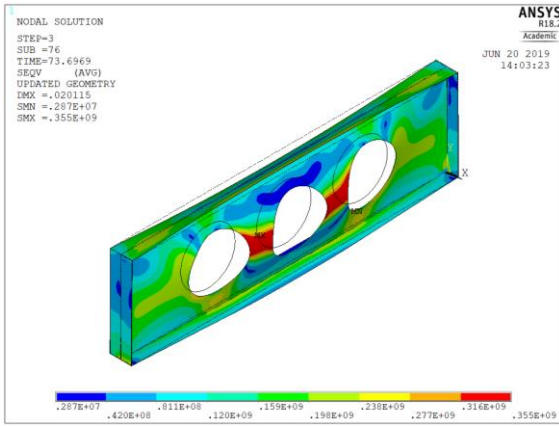


L = 9 [m]

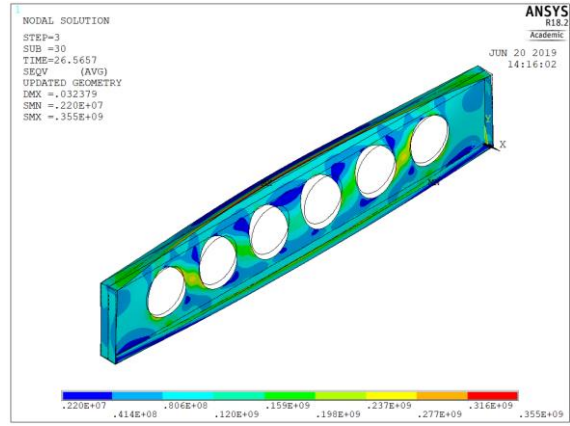


L = 10 [m]

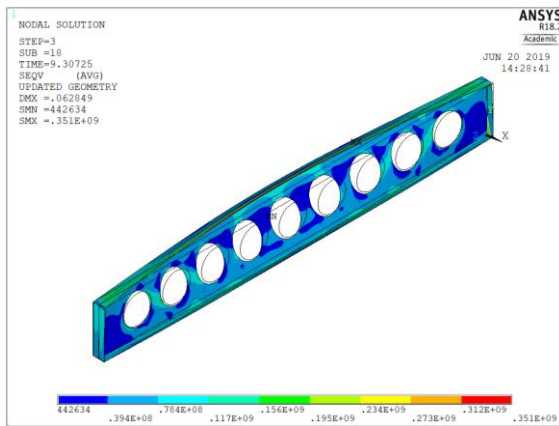
H=1,7h - 20 [°C]



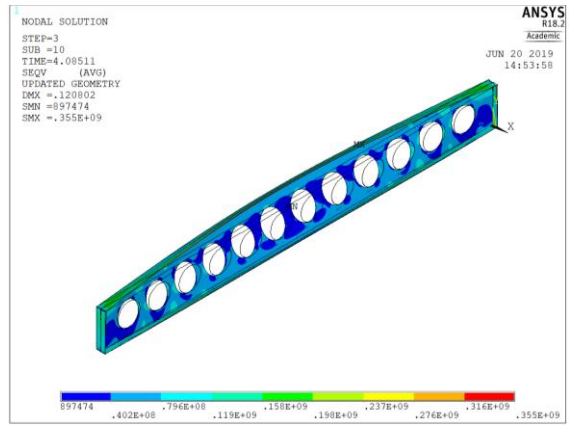
L = 3 [m]



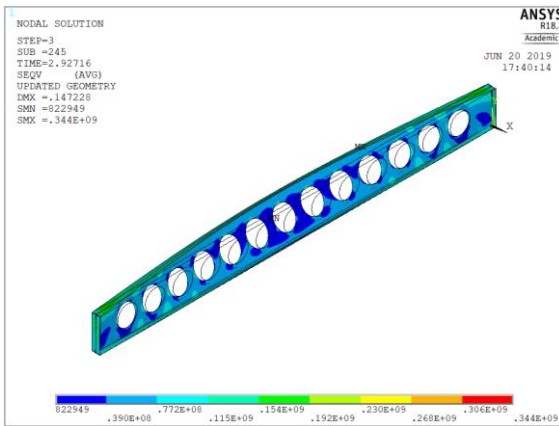
L = 5 [m]



L = 7 [m]

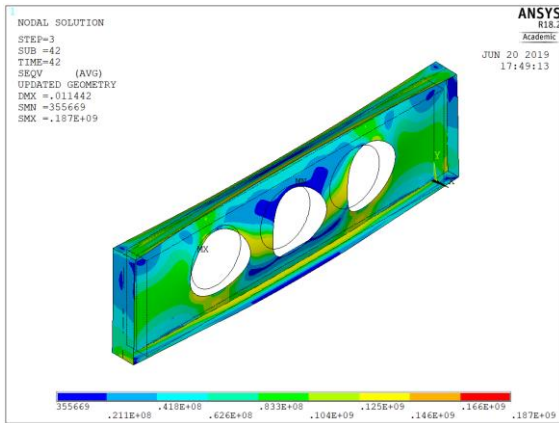


L = 9 [m]

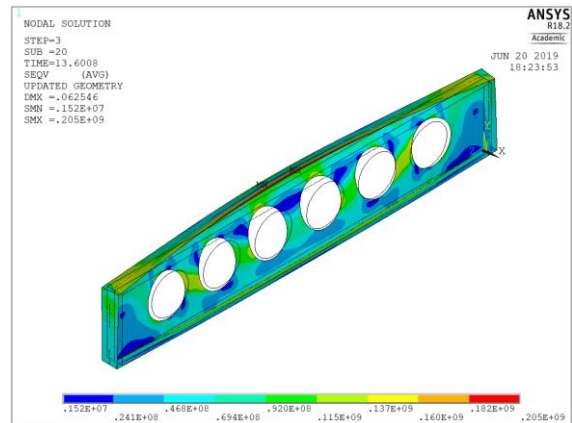


L = 10 [m]

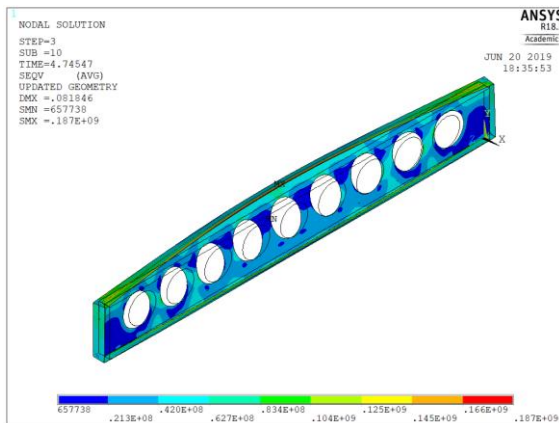
H=1,7h - 500 [°C]



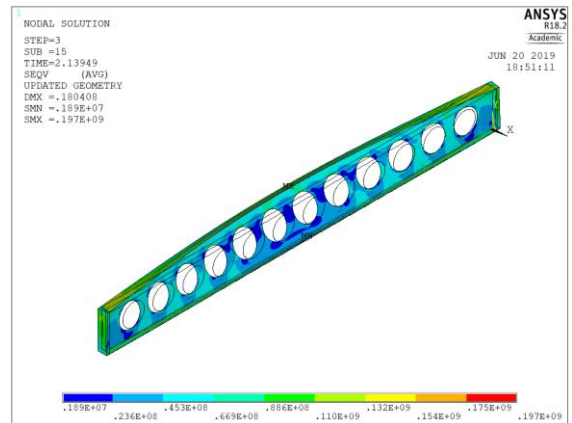
L = 3 [m]



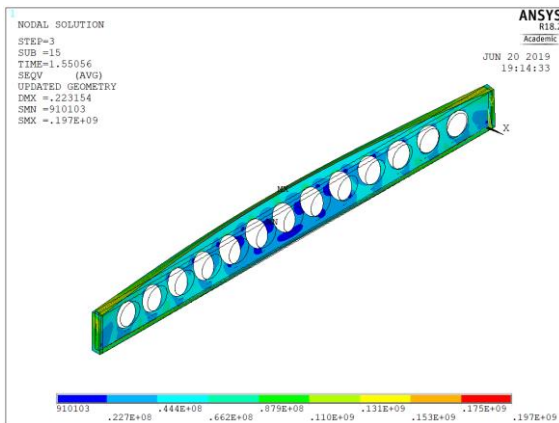
L = 5 [m]



L = 7 [m]

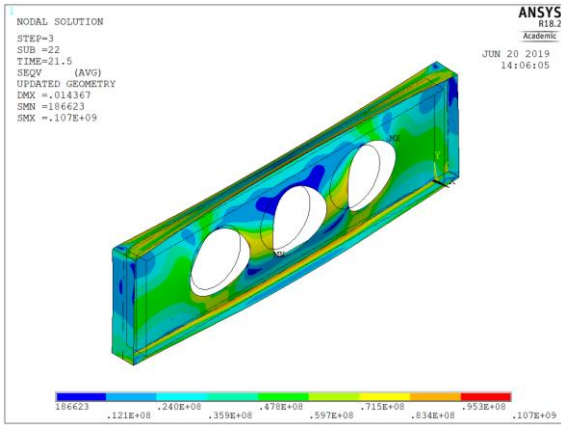


L = 9 [m]

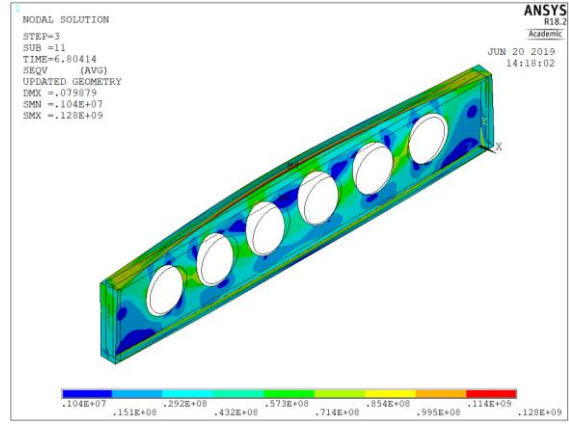


L = 10 [m]

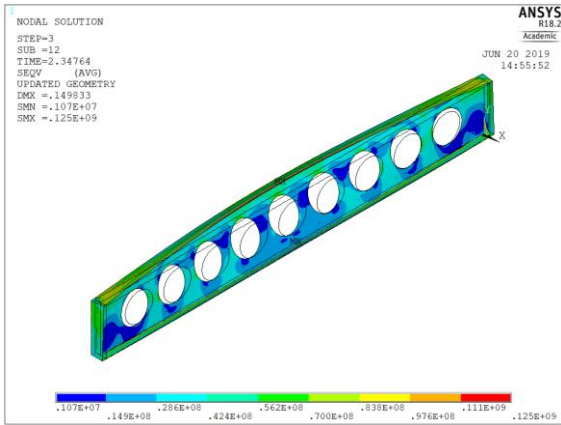
H=1,7h - 600 [°C]



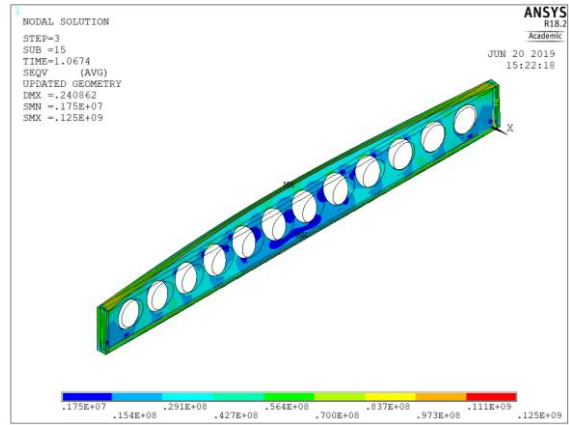
L = 3 [m]



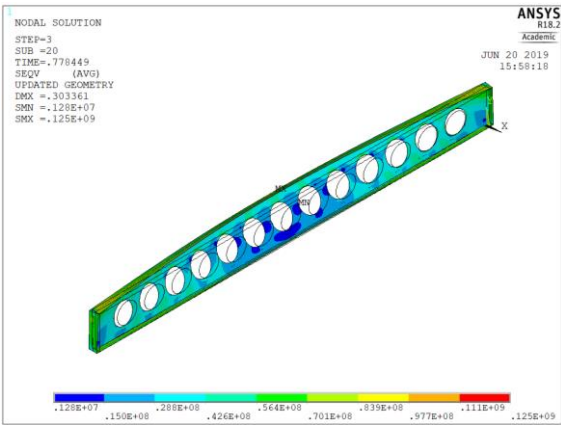
L = 5 [m]



L = 7 [m]

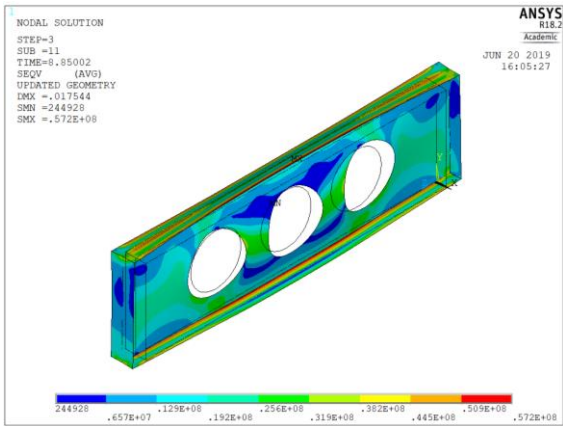


L = 9 [m]

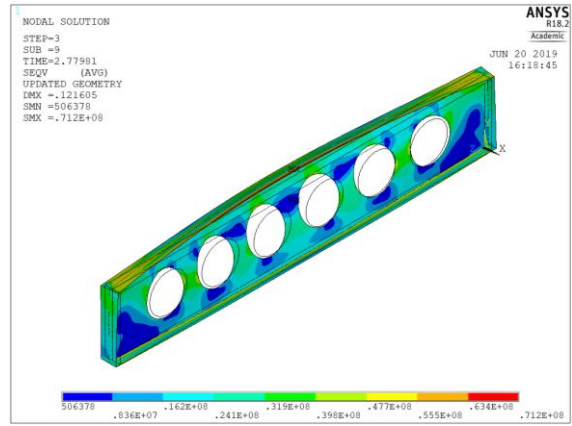


L = 10 [m]

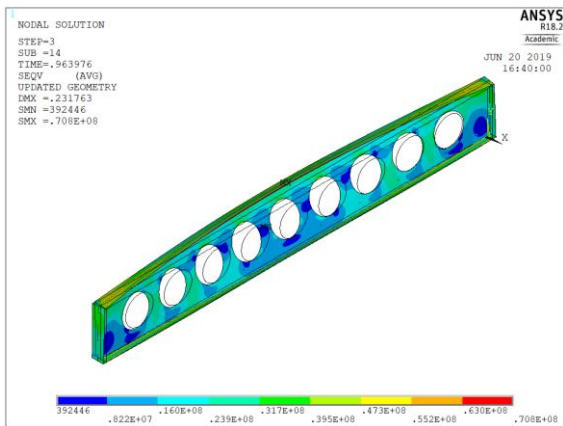
H=1,7h - 700 [°C]



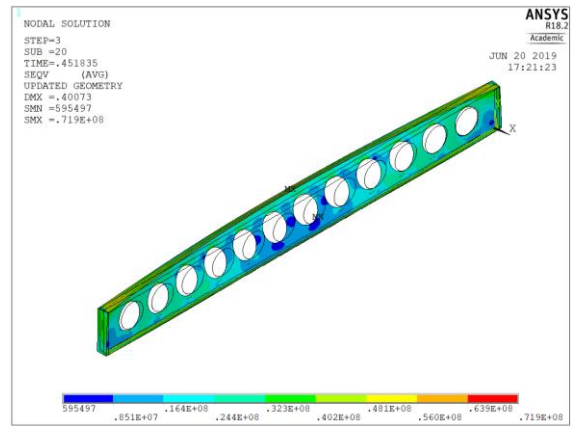
L = 3 [m]



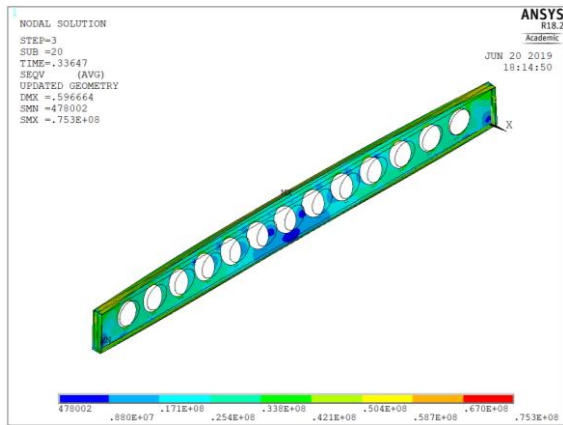
L = 5 [m]



L = 7 [m]



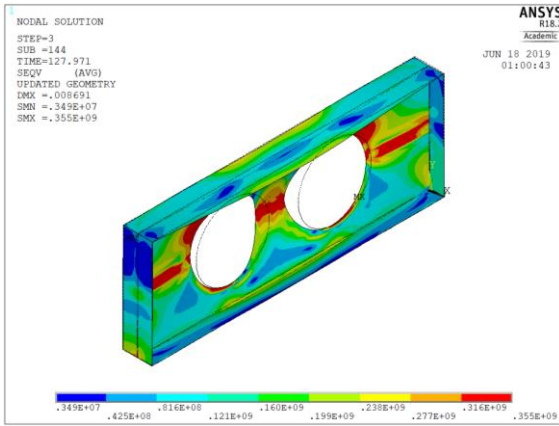
L = 9 [m]



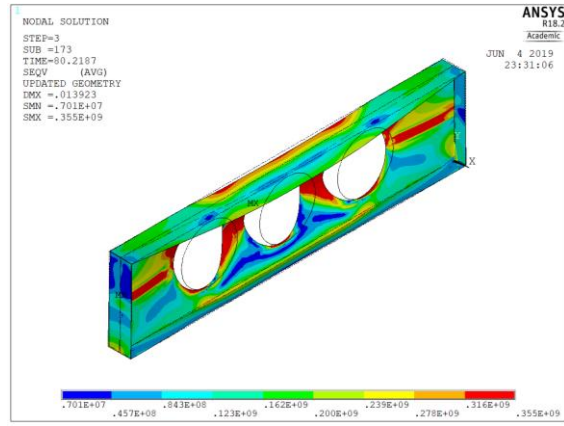
L = 10 [m]

ANEXO G – Distribuição da tensão de Von Mises de vigas alveolares com TR2

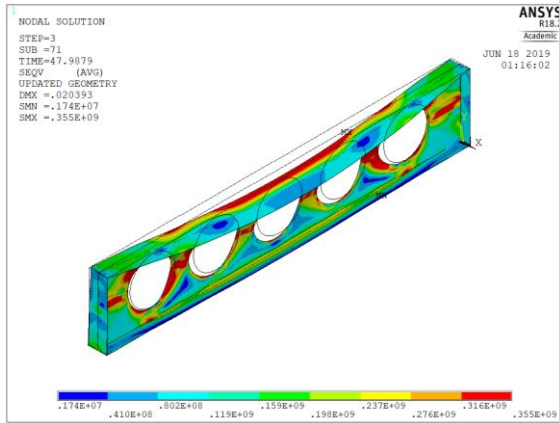
$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares - 20 [°C]



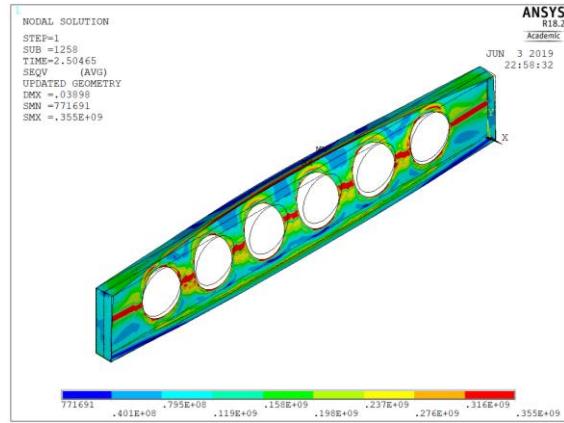
L = 2 [m]



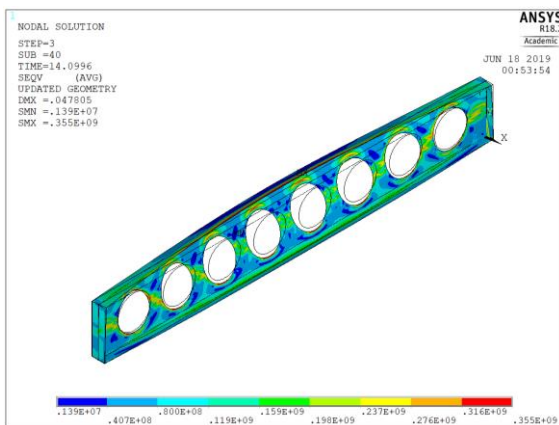
L = 3 [m]



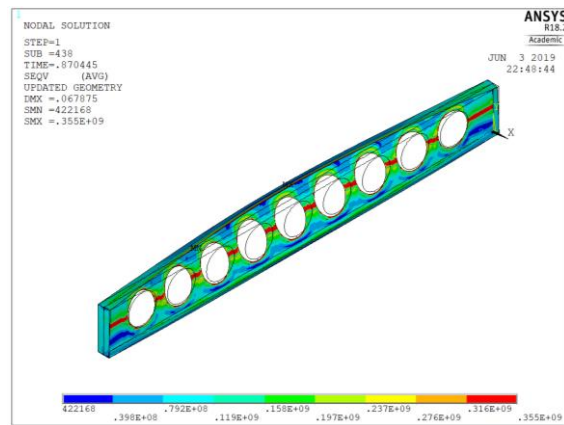
L = 4 [m]



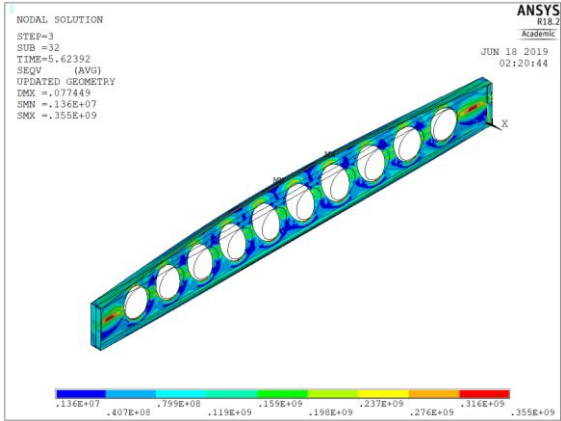
L = 5 [m]



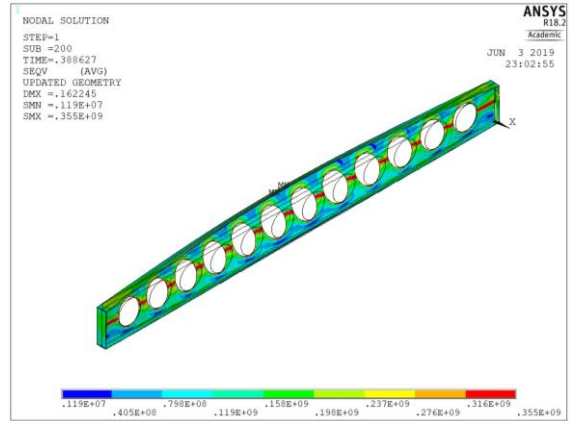
L = 6 [m]



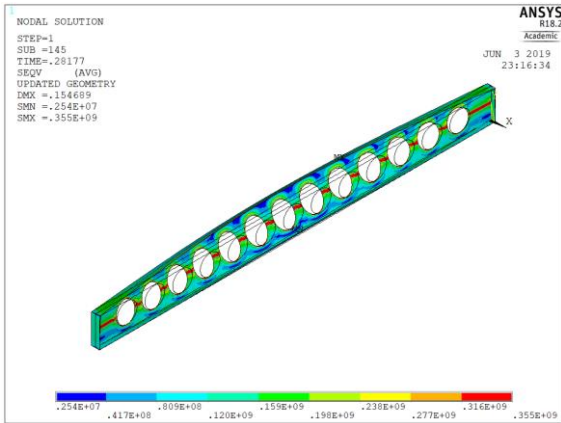
L = 7 [m]



L = 8 [m]

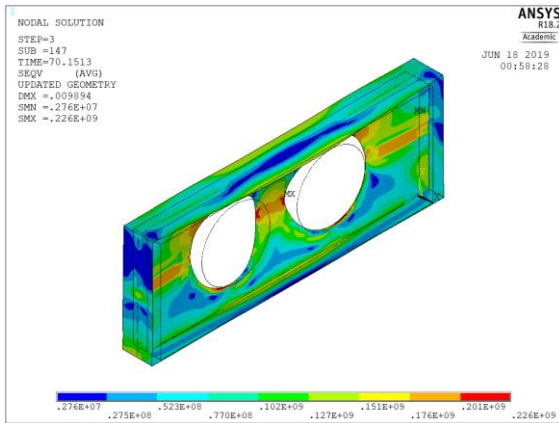


L = 9 [m]

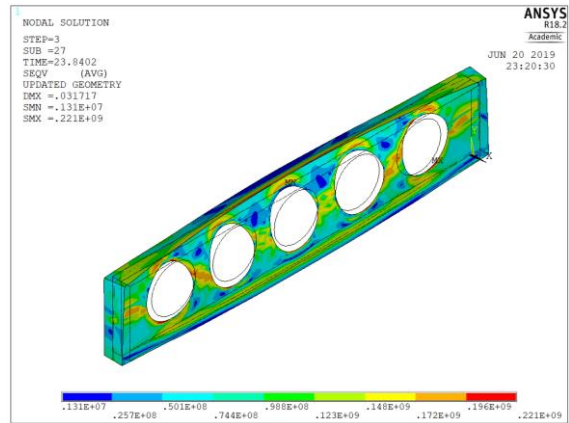


L = 10 [m]

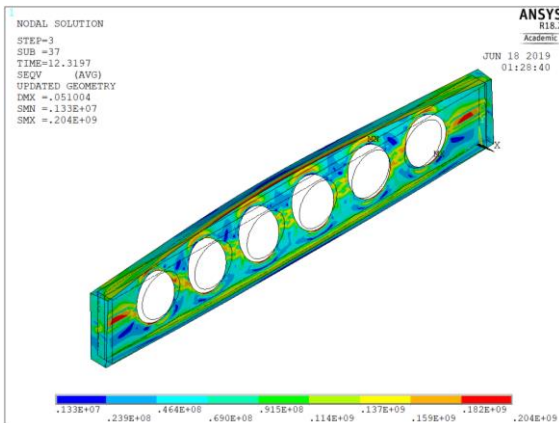
$d_0=1,0h$  -  $S=1,4d_0$  -  $H=1,5h$  - Modelo de referência das vigas alveolares - 500 [°C]



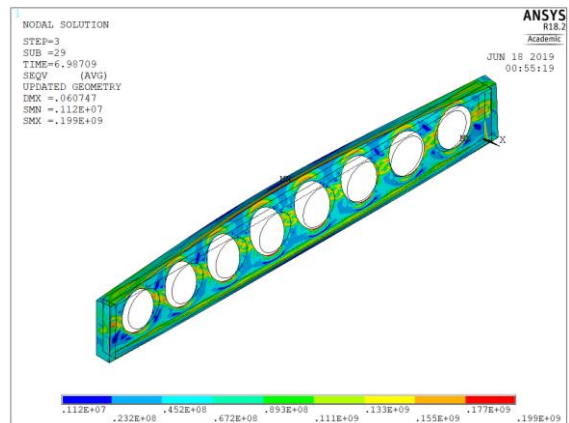
L = 2 [m]



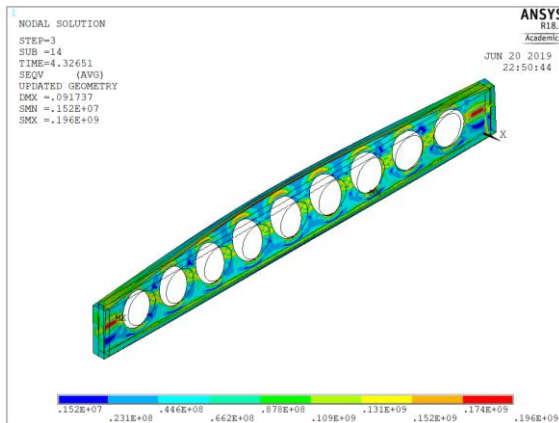
L = 4 [m]



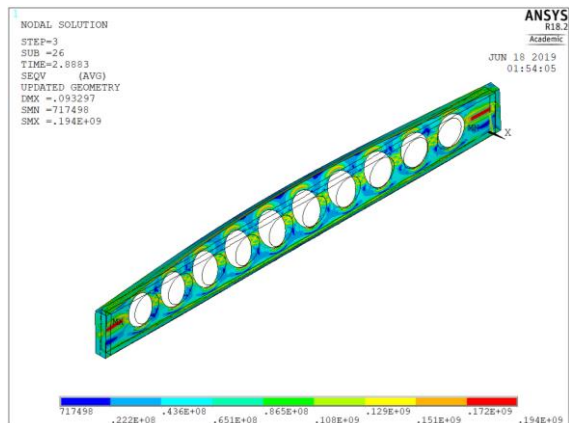
L = 5 [m]



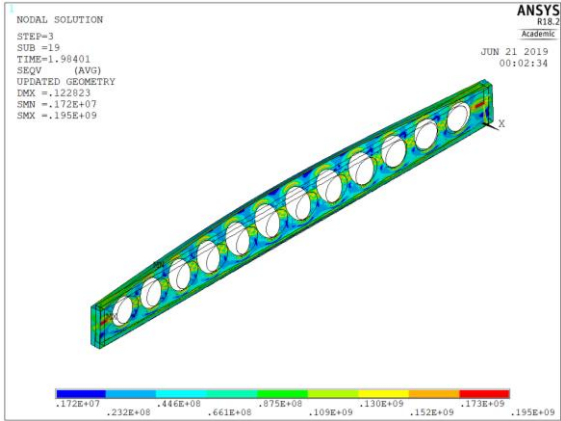
L = 6 [m]



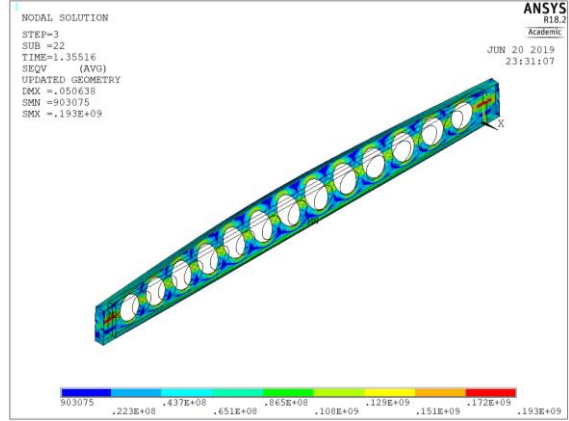
L = 7 [m]



L = 8 [m]



L = 9 [m]



L = 10 [m]