



INSTABILIDADE DO MONTANTE DA ALMA DE VIGAS ALVEOLARES: ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO

Paulo Henrique Bortolozzo

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em:

Engenharia da Construção

Mai 2020



INSTABILIDADE DO MONTANTE DA ALMA DE VIGAS ALVEOLARES: ESTUDO EXPERIMENTAL E NUMÉRICO

Paulo Henrique Bortolozzo

Dissertação apresentada 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

Orientadores:

Professor Doutor Luís Manuel Ribeiro de Mesquita (IPB)
Professor Mestre Jefferson Teixeira Olea Homrich (UTFPR)

Mai 2020

Dedico este trabalho à minha família e amigos.

Agradecimentos

Primeiramente, gostaria de agradecer aos meus pais Edson e Silvana. Sempre me apoiaram nas minhas decisões e foram importantíssimos para eu alcançar meus objetivos. Serei eternamente grato por seus esforços financeiros e por sempre acreditarem em mim.

Agradeço ao meu irmão Douglas e sua família. Sempre me serviu de inspiração e me incentivou a buscar meus sonhos.

Agradeço imensamente ao meu orientador Prof. Dr. Luís Mesquita, por sempre ter explicado minhas dúvidas de maneira clara e objetiva. Ajudar um aluno com pouco conhecimento na área demanda muito esforço e paciência. Serei eternamente grato.

À minha namorada Bruna, que apesar das dificuldades e da distância sempre me apoiou nos momentos que pareciam ser impossíveis de ultrapassar Obrigado por sempre estar do meu lado mesmo que de longe.

Aos meus demais familiares e amigos. À aqueles que carrego desde a infância e me acompanham até hoje, aos que conheci durante a faculdade em Pato Branco e durante o mestrado em Portugal. Agradeço especialmente ao Fernando, que topou encarar essa jornada comigo e foi meu companheiro de apartamento durante o período do mestrado. Os momentos compartilhados entre nós foram fundamentais para minha descontração e diversão.

Aos meus colegas de laboratório, Jean, Otávio e Alexandre e aos técnicos Jorge Paulo e Luísa. Os momentos vividos, desde os momentos de descontração até as ajudas em minha tese foram fundamentais para que a mesma fosse concluída com sucesso.

Por fim, agradeço a Deus. Por me servir de amparo e sempre ter iluminado meu caminho desde o momento em que decidi iniciar essa jornada.

Resumo

As vigas alveolares são caracterizadas por apresentarem furos ao longo de sua alma, sejam eles em formato hexagonal (casteladas), sinusoidal ou circular (celulares), sendo estas últimas objeto de estudo do presente trabalho, apresentando ou não uma expansão da alma. A presença de furos ao longo das vigas proporciona uma leveza e liberdade do ponto de vista arquitetônico, além de promover uma perda de peso significativa em comparação com as vigas sólidas e servir de passagens de sistemas de ventilação e instalações técnicas. Em contrapartida, o incremento de furos junto às vigas ocasiona modos locais de instabilidade, como a encurvadura do montante de alma, que podem ser impulsionados pela presença de temperaturas elevadas, como em um caso de incêndio. O presente trabalho busca a partir de métodos analíticos, análise numérica e ensaios experimentais determinar o comportamento de vigas alveolares, avaliando a influência da temperatura e dos parâmetros geométricos na resistência da viga e em seus modos de colapso, com ênfase na instabilidade do montante da alma. Para tal, foram selecionadas 8 vigas com geometrias diferentes, sendo 3 furos em cada viga, variando seus espaçamentos entre furos e seus diâmetros, além de mais 2 vigas sólidas para efeito de comparação, que seriam ensaiadas à flexão simulando uma viga encastrada. A pandemia ocasionada pelo COVID-19 impediu que todos os ensaios fossem realizados, sendo possível realizar apenas os ensaios com as vigas sólidas. Utilizando o Método dos Elementos Finitos foram realizadas análises lineares e não lineares com elementos do tipo casca SHELL181 do *software* ANSYS, para diferentes geometrias de furos, assim como altura da seção transversal e temperaturas (20°C, 400 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C). As vigas estudadas são encastradas com uma carga pontual na extremidade livre, sob uma temperatura uniformemente aplicada. Os resultados foram comparados com os obtidos a partir dos ensaios experimentais e apresentaram divergência nos deslocamentos verticais, provavelmente ocasionados pela dificuldade em garantir o encastramento da estrutura. Os valores de cálculo da tensão de compressão máxima proposta por Lawson se mostraram eficientes para montantes de alma iguais a 0.1h e para montantes iguais a 0.2h, a metodologia proposta por Bitar apresentou melhores resultados. Por fim, para os valores de carga de colapso, as vigas se mostraram mais sensíveis ao aumento do diâmetro do que o espaçamento entre furos.

Palavras Chave: vigas alveolares; montante de alma; instabilidade; incêndio.

Abstract

The cellular beams are characterized by having holes along with their web, whether hexagonal (castellated), sinusoidal or circular (cellular), being the latter object of study of the present work, whether or not presenting a web expansion. The presence of holes along the beams provides lightness and freedom from an architectural point of view, as well as promoting significant weight loss compared to solid beams and serving as a passage for ventilation systems and technical installations. In contrast, the presence of holes in the beams causes local modes of instability, such as web-post buckling, which can be increased by the presence of high temperatures, as in a fire. The present work seeks through analytical methods, numerical analysis, and experimental tests to determine the behavior of cellular beams, evaluating the influence of temperature and geometric parameters on the resistance of the beam and its collapse modes, with emphasis on the web-post buckling. For this, 8 beams with different geometries were selected, being 3 holes in each beam, varying their spacing between holes and their diameters, and 2 more solid beams for comparison purposes, that would be tested in bending simulating a Cantilever beam. The pandemic caused by COVID-19 prevented all tests from being done, being possible to do only the tests with solid beams. Using the Finite Element Method, linear and nonlinear analyses were performed with shell type elements (SHELL181) from the ANSYS software, for different hole geometries, as well as cross-section height and temperatures (20°C, 400 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C). The studied beams are Cantilever beams with a point load at the free end, under a uniformly applied temperature. The results were compared with those obtained from the experimental tests and showed divergence in the vertical displacements, probably caused by the difficulty in producing a Cantilever beam. The calculation values of the maximum compression stress proposed by Lawson proved to be efficient for web-posts equal to $0.1h$ and for web-posts equal to $0.2h$, the methodology proposed by Bitar showed better results. Finally, for the collapse load values, the beams were more sensitive to the increase in diameter than the spacing between holes.

Keywords: cellular beams; web-post; instability; fire.

Índice

AGRADECIMENTOS	I
RESUMO	II
ABSTRACT	III
ÍNDICE	IV
LISTA DE FIGURAS	VII
LISTA DE TABELAS	XII
NOMENCLATURA	XIV
CAPÍTULO 1: INTRODUÇÃO	1
1.1 INTRODUÇÃO.....	1
1.2 CAMPOS DE APLICAÇÃO	2
1.3 OBJETIVOS	4
1.4 ORGANIZAÇÃO DA TESE	4
CAPÍTULO 2: REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	6
2.1 TIPOLOGIA DAS VIGAS ALVEOLARES	6
2.1.1 Vigas celulares	6
2.1.2 Vigas casteladas	7
2.1.3 Vigas senoidais.....	9
2.2 MODOS DE INSTABILIDADE	10
2.2.1 Encurvadura do montante de alma por corte	11
2.2.2 Encurvadura do montante de alma por compressão	12
2.2.3 Formação do mecanismo de Vierendeel.....	12
2.2.4 Encurvadura lateral torsional	14
2.2.5 Ruptura da solda no montante de alma	16
2.2.6 Mecanismo de flexão	16
2.3 MODOS DE FABRICAÇÃO	17
2.4 CARACTERIZAÇÃO DAS VIGAS.....	18
2.5 IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS.....	21
2.6 ESTADO DA ARTE.....	22
CAPÍTULO 3: VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE ESTRUTURAS DE AÇO	28

3.1	CARACTERIZAÇÃO DO AÇO EM TEMPERATURA AMBIENTE	28
3.1.1	<i>Massa específica</i>	28
3.2	CARACTERIZAÇÃO DO AÇO EM TEMPERATURA ELEVADA	28
3.2.1	<i>Variação das propriedades mecânicas</i>	28
3.2.2	<i>Calor específico</i>	32
3.2.3	<i>Condutibilidade térmica</i>	33
3.2.4	<i>Extensão térmica</i>	33
3.3	CURVAS DE INCÊNDIO NOMINAIS	34
3.4	DESENVOLVIMENTO DA TEMPERATURA DO AÇO.....	36
3.5	DOMÍNIOS DE VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA AO FOGO.....	37
3.6	DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES EM TEMPERATURA AMBIENTE	38
3.6.1	<i>Regras para dimensionamento</i>	38
3.6.2	<i>Classificação das seções</i>	39
3.6.3	<i>Resistência à encurvadura plástica</i>	41
3.6.4	<i>Resistência ao corte</i>	42
3.6.5	<i>Resistência ao mecanismo de Vierendeel</i>	43
3.6.6	<i>Resistência à encurvadura lateral torsional</i>	45
3.6.7	<i>Resistência à encurvadura do montante de alma</i>	47
3.7	DIMENSIONAMENTO DE VIGAS ALVEOLARES EM TEMPERATURAS ELEVADAS	50
3.7.1	<i>Resistência à encurvadura plástica</i>	50
3.7.2	<i>Resistência à encurvadura lateral torsional</i>	51
3.7.3	<i>Resistência à encurvadura do montante da alma</i>	52
3.7.4	<i>Resistência ao esforço transversal</i>	52
3.8	MÉTODOS ANALÍTICOS PARA O CÁLCULO DA TENSÃO CRÍTICA NO MONTANTE DA ALMA	53
3.8.1	<i>Lawson</i>	53
3.8.2	<i>Bitar</i>	54
3.8.3	<i>Strut Model</i>	56
3.8.1	<i>Resistência segundo o Eurocódigo</i>	57
3.9	RESULTADOS DOS MÉTODOS SIMPLIFICADOS	58
CAPÍTULO 4: PROGRAMA EXPERIMENTAL.....		62
4.1	INTRODUÇÃO.....	62
4.2	CONFECÇÃO DOS CORPOS DE PROVA PARA ENSAIO DE RESISTÊNCIA À TRAÇÃO.....	66
4.2.1	<i>Resultado dos ensaios de resistência a tração</i>	68
4.3	EQUIPAMENTOS DE MEDIÇÃO DOS ENSAIOS À FLEXÃO.....	69
4.3.1	<i>Extensômetros</i>	69
4.3.2	<i>Transdutor</i>	71
4.4	RESULTADOS EXPERIMENTAIS	72
CAPÍTULO 5: MODELAÇÃO NUMÉRICA.....		78
5.1	INTRODUÇÃO.....	78

5.1.1	Modelação numérica	81
5.2	RESULTADOS NUMÉRICOS	84
5.2.1	Influência da geometria.....	84
5.2.2	Influência da temperatura	91
5.3	COMPARAÇÃO DO EXPERIMENTAL COM NUMÉRICO.....	97
5.4	MODELAÇÃO NUMÉRICA PARA O CÁLCULO DA TENSÃO CRÍTICA.....	99
CAPÍTULO 6: CONSIDERAÇÕES FINAIS		103
6.1	CONCLUSÕES GERAIS	103
6.2	SUGESTÕES DE TRABALHOS FUTUROS	104
REFERÊNCIAS.....		105
ANEXOS.....		110
A1.	GRÁFICOS DA FORÇA PELO DESLOCAMENTO VERTICAL.....	111
A2.	DISTRIBUIÇÃO DE TENSÃO DE VON MISES DAS VIGAS ALVEOLARES	119

Lista de figuras

Figura 1-Ameias do Castelo de Bragança, [1].....	1
Figura 2 – Estrutura de estádio com vigas alveolares, [4].....	3
Figura 3 – Vigas celulares, [9].	6
Figura 4 – Viga castelada. (a) Processo de fabricação, [11].(b) Viga castelada pronta para aplicação, [12].	7
Figura 5 – Vigas casteladas com chapas expansoras, [14].....	8
Figura 6 – Viga castelada padrão Peiner.	8
Figura 7 – Viga castelada padrão Litzka.	9
Figura 8 – Viga castelada padrão Anglo-Saxão.	9
Figura 9 – Viga castelada com canto filetado.....	9
Figura 10 – Viga Angelina da <i>ArcelorMittal</i> , [16].....	10
Figura 11 – Encurvadura do montante da alma por corte, [15].....	11
Figura 12 – Encurvadura do montante da alma devido ao corte, adaptado de [17].	11
Figura 13 – Encurvadura do montante da alma por compressão, [13].....	12
Figura 14 – Mecanismo de Vierendeel, [20].....	13
Figura 15 – Distribuição de esforços internos no montante da alma de acordo com a analogia de Vierendeel, adaptado de [23].	14
Figura 16 – Flexão no plano da alma, seguido por movimento lateral torsional, [24].....	15
Figura 17 – Encurvadura lateral torsional, [26].....	15
Figura 18 – (a) Diagrama de corpo livre para ruptura na solda do montante da alma, adaptado de [21]. (b) Ruptura da solda, [29].....	16
Figura 19 – Execução dos furos nas vigas sem incremento da altura.	17
Figura 20 – Execução das vigas alveolares com o incremento da altura.	18
Figura 21 – Dimensões geométricas da viga alveolar.	19

Figura 22 – Modelo de imperfeição geométrica equivalente, [36].	22
Figura 23 – Distribuição da terceira tensão principal em um perfil IPE 400, [40].	23
Figura 24 – Comparação da resistência ao corte do método proposto em conjunto com a norma BS EN 1993-1, com o método numérico, [40].	24
Figura 25 – Comportamento pós encurvadura, [43].	25
Figura 26 – Modos de falha das vigas C0, C20-1 E C20-2, [44].	26
Figura 27 – Deflexão no meio da viga com e sem proteção a incêndio, [44].	26
Figura 28 – Fatores de redução à temperaturas elevadas para a relação tensões-deformações do aço carbono.	29
Figura 29 - Relação da tensão-deformação de aço carbono à temperaturas elevadas, [46].	31
Figura 30 - Relação da tensão-deformação para aço carbono com tensão de cedência igual a 318.16MPa à temperaturas elevadas.	31
Figura 31 – Calor específico do aço carbono conforme a evolução da temperatura.	32
Figura 32 – Condutibilidade térmica do aço carbono conforme a temperatura.	33
Figura 33 – Extensão térmica do aço carbono em função da temperatura.	34
Figura 34 = Curvas de incêndio.	35
Figura 35 – Dimensões para classificação da seção da viga. (a) Classificação da alma. (b) Classificação do banzo.	39
Figura 36 – Distribuição da resistência plástica na seção 2-Tê.	42
Figura 37 – Área da seção resistente ao corte, [33]. (a) Seções laminadas. (b) Seções soldadas.	43
Figura 38 – Coeficientes para viga com a presença de carregamento transversal, adaptado de [56].	47
Figura 39 – Modelo de encurvadura do montante da alma, adaptado de [58].	53
Figura 40 – Modelo de encurvadura do montante da alma, adaptado de [59].	55
Figura 41 – Comportamento no montante da alma para encurvadura, adaptado de [29].	56
Figura 42 – <i>Strut Model</i> para encurvadura do montante da alma, adaptado de [29].	57
Figura 43 – Variação do momento resistente plástico da seção 2-Tê pelo diâmetro.	58
Figura 44 – Variação da resistência plástica ao corte da seção 2-Tê pelo diâmetro.	59

Figura 45 - Variação da resistência à encurvadura do montante da alma.(a) Pelo diâmetro. (b) Pelo espaçamento entre furos.....	60
Figura 46 – Esquema de ensaio.	62
Figura 47 – Nomenclatura das dimensões.....	63
Figura 48 – Corte dos furos com plasma.....	64
Figura 49 – <i>Setup</i> experimental.....	64
Figura 50 – Simulação do encastramento nos testes experimentais.....	65
Figura 51 – Suporte para fixação do pórtico. (a) Vista frontal. (b)Perspectiva isométrica.	65
Figura 52 – Contenção lateral.....	66
Figura 53 – Produção dos corpos de prova.	67
Figura 54 – (a) Corte na alma da viga pela CNC dos corpos de prova. (b) Corpos de prova prontos para ensaio.	67
Figura 55 – Dimensões corpos de prova.	67
Figura 56 – Máquina utilizada para o ensaio à tração juntamente com o extensômetro mecânico.....	68
Figura 57 – Gráfico Tensão-Deformação dos corpos de prova ensaiados.....	69
Figura 58 – Extensômetros colados na viga sólida.	70
Figura 59 – Posições dos extensômetros.....	71
Figura 60 – (a) Transdutor utilizado nos ensaios. (b) Posicionamento do transdutor.....	72
Figura 61 – Vigas alveolares perfuradas para ensaio.....	73
Figura 62 – Ruptura na soldadura entre a viga e a placa de extremidade.	73
Figura 63 – Posicionamento das medições.....	74
Figura 64 – Primeiro ensaio da viga B1-1. (a) Curva força-deformação. (b) Curva força- deslocamento vertical.....	75
Figura 65 – Segundo ensaio da viga B1-1. (a) Curva força-deformação. (b) Curva força- deslocamento vertical.....	76
Figura 66 – Ensaio da viga B1-2. (a) Curva força-deformação. (b) Curva força- deslocamento vertical.....	77
Figura 67 – Deformação final da viga B1-2. (a) Instante pré-ruptura de solda. (b) Instante pós-ruptura de solda.....	77

Figura 68 – Diferentes não linearidades, adaptado de [67].(a) Viga elástica carregada por uma força seguidora P. (b) Viga elasto-plástica carregada por uma força P com direção fixa. (c) Tensão de contato em rolamento.	79
Figura 69 – Representação do processo iterativo Newton-Raphson, [69].	80
Figura 70 – Elemento SHELL181, [70].	81
Figura 71 – Curva tensão-deformação com caráter bilinear.	82
Figura 72 – Malha utilizada nas simulações.	82
Figura 73 – Dimensões da IPE 220 desconsiderando o raio de concordância.	83
Figura 74 – Condições de contorno das vigas analisadas.	83
Figura 75 – Carga última para diferentes alturas variando o diâmetro.	85
Figura 76 - Carga última para diferentes alturas variando o espaçamento entre furos.	85
Figura 77 – Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com altura igual a 1.30h. (a) Para um diâmetro igual a 0.30h. (b) Para um diâmetro igual a 0.80h.	86
Figura 78 - Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com altura igual a 1.00h. (a) Para um espaçamento entre furos igual a 0.85h. (b) Para um espaçamento entre furos igual a 1.20h.	87
Figura 79 - Carga última para diferentes espaçamentos entre furos variando o diâmetro. .	87
Figura 80 - Carga última para diferentes diâmetros variando o espaçamento entre furos. .	88
Figura 81 - Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com altura igual a 1.00h e S igual a 0.90h. (a) Para um diâmetro igual a 0.30h. (b) Para um diâmetro igual a 0.60h. (c) Para um diâmetro igual a 0.70h.	89
Figura 82- Deslocamento vertical. (a) Variação de a_0 , $S = 1.00h$ e $H = 1.00h$. (b) Variação de S , $a_0 = 0.60h$ e $H = 1.00h$. (c) Variação de a_0 , $S = 1.00h$ e $H = 1.30h$. (d) Variação de S , $a_0 = 0.60h$ e $H = 1.30h$. (e) Variação de a_0 , $S = 1.00h$ e $H = 1.60h$. (f) Variação de S , $a_0 = 0.60h$ e $H = 1.00h$	90
Figura 83 - Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com diâmetro igual a 0.70h e S igual a 0.60h. (a) Para uma altura igual a 1.00h. (b) Para uma altura igual a 1.30h. (c) Para uma altura igual a 1.60h.	91
Figura 84 – Curvas do efeito da dilatação térmica no colapso.	92
Figura 85 - Carga última para diferentes espaçamentos entre furos variando o diâmetro. (a) $T=400^{\circ}\text{C}$. (c) $T=500^{\circ}\text{C}$. (e) $T=600^{\circ}\text{C}$. (g) $T=700^{\circ}\text{C}$. Carga última para diferentes diâmetros variando o espaçamento entre furos. (b) $T=400^{\circ}\text{C}$. (d) $T=500^{\circ}\text{C}$. (f) $T=600^{\circ}\text{C}$. (h) $T=700^{\circ}\text{C}$	94
Figura 86 - Carga última para diferentes H e temperatura, variando o diâmetro.	96

Figura 87 – Gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical na extremidade para o primeiro ensaio da viga B1-1..... 98

Figura 88 - Gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical na extremidade para o segundo ensaio da viga B1-1. 98

Figura 89 - Gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical na extremidade para o ensaio da viga B1-2. 99

Figura 90 – Determinação do b_e . (a) Posicionamento das retas. (b) Determinação da distância b_e a partir da inclinação média das retas..... 100

Lista de tabelas

Tabela 1 - Fatores de redução para relação de tensão-deformação do aço carbono à temperaturas elevadas, [46].	28
Tabela 2 - Relação da tensão-deformação de aço carbono à temperaturas elevadas, [46].	30
Tabela 3 – Dimensões máximas para diferentes formas de furos, adaptado de [54].	39
Tabela 4 – Relações de dimensão para classificação de elementos internos e externos, adaptado de [53].	40
Tabela 5 – Classificação das almas dos Tês, adaptado de [33].	41
Tabela 6 – Dimensões do retângulo equivalente para o cálculo da resistência ao mecanismo de <i>Vierendeel</i> , adaptado de [54].	44
Tabela 7 – Curvas de encurvadura para o caso geral, [53].	46
Tabela 8 – Fatores de imperfeição para encurvadura lateral, [53].	46
Tabela 9 – Fatores de imperfeição para as curvas de encurvadura.	48
Tabela 10 – Influência da temperatura na capacidade resistente da seção 2-Tê	60
Tabela 11 – Influência da temperatura na capacidade resistente do montante da alma.	61
Tabela 12 – Posicionamento das furações.	63
Tabela 13 - Resultados dos ensaios de resistência à tração.	68
Tabela 14 – Dimensões do posicionamento dos extensômetros.	71
Tabela 15 – Dimensões médias aferidas nas vigas.	74
Tabela 16 – Valores do efeito da dilatação térmica no colapso.	92
Tabela 17 – Carga última para uma dada temperatura.	94
Tabela 18 - Carga última para diferentes H e temperatura, variando o diâmetro.	96
Tabela 19 – Dimensões dos ângulos e be obtidos para diferentes vigas.	101
Tabela 20 – Comparação da tensão crítica entre analítica e numérica.	101

Nomenclatura

Letras do alfabeto Latino

A_f	área do banzo da seção transversal de um Tê;
A_m	área da superfície do elemento exposto à temperatura elevada por unidade de comprimento;
A_T	área da seção transversal de um Tê;
A_t	alongamento percentual total na ruptura;
A_V	área de corte para vigas laminadas na seção 2-Tê;
A_{wT}	área da alma da seção transversal de um Tê;
A_0	área da seção transversal do corpo de prova;
a_0	diâmetro dos furos;
b	largura do banzo;
b_e	comprimento efetivo do <i>Strut model</i> no montante da alma;
$b_{e,Ansys}$	comprimento efetivo da zona de influência para encurvadura do montante da alma calculado no <i>Ansys</i> ;
C_1, C_2 e C_3	fatores dependentes da forma do diagrama de momentos fletores e condições de apoio;
c_a	calor específico do aço para diferentes temperaturas;
d_w	altura da zona crítica, segundo Bitar, a partir do meio do montante da alma;
E, E_a	módulo de elasticidade à temperatura ambiente;
$E_{a,\theta}$	módulo de elasticidade do aço para diferentes temperaturas θ_a ;

$E_{fi,d,t}$	valor de projeto de ações de efeitos relevantes em situação de incêndio em um dado tempo;
e_{0w}	amplitude da imperfeição geométrica;
F_m	força máxima que um corpo de prova suporta durante o ensaio;
$f_{p,\theta}$	tensão limite de proporcionalidade do aço para diferentes temperaturas θ_a ;
f_y	tensão de cedência do aço para temperatura ambiente;
$f_{y,\theta}$	tensão de cedência do aço para diferentes temperaturas θ_a ;
$\{f\}$	vetor de forças que atuam na estrutura;
G	módulo de cisalhamento;
H	altura final da viga alveolar;
h	altura inicial da viga (altura da viga sólida);
h_p	altura da chapa expansora;
h_w	altura da alma;
h_{wT}	altura da alma da seção de um Tê;
$\dot{h}_{net,c}$	valor de cálculo do fluxo proporcionado pela convecção;
$\dot{h}_{net,d}$	valor de cálculo do fluxo de calor efetivo por unidade de área;
$\dot{h}_{net,r}$	valor de cálculo do fluxo proporcionado pela radiação;
$I_{T,y}$	momento de inércia de uma seção Tê em relação ao eixo y;
I_t	constante de torção;
I_w	constante de empenamento;
I_y	momento de inércia da seção 2-Tê em relação ao eixo y;
$[K(u_n)]$	matriz de rigidez tangente na iteração n;
k	fator do extensômetro;
$k_{E,\theta}$	fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico;
$k_{p,\theta}$	fator de redução para a tensão limite de proporcionalidade;

k_{sh}	fator de correção para efeito de sombra;
k_w e k_z	fatores do comprimento efetivo dependentes dos apoios de extremidade;
$k_{y,\theta}$	fator de redução para a tensão de cedência efetiva;
$k_{y,\theta,com}$	fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido;
L_0	comprimento inicial de referência;
l_{eff}	comprimento efetivo no montante da alma;
l_w	comprimento da seção crítica do montante da alma segundo Bitar;
$M_{b,fi,t,Rd}$	momento resistente à encurvadura lateral torsional para temperaturas elevadas;
$M_{b,Rd}$	momento resistente à encurvadura lateral torsional;
M_{cr}	momento crítico elástico de encurvadura lateral;
$M_{c,Rd,s}$	momento resistente plástico de uma viga sólida;
$M_{c,Rd,2T}$	momento resistente plástico da seção 2-Tê;
$M_{fi,\theta,Rd}$	momento resistente para seções de Classe 1 ou 2 em temperaturas uniformemente elevadas;
M_h	momento fletor presente no meio do montante da alma;
$M_{pl,Rd,1T}$	momento resistente plástico de um Tê;
M_{Rd}	momento plástico resistente da seção transversal bruta à temperatura ambiente ou momento resistente reduzido por conta dos efeitos de esforço transversal;
$M_{w,Ed}$	momento fletor na seção crítica do montante da alma;
$M_{wp,Rd}$	momento resistente plástico do montante da alma;
$N_{pl,Rd,1T}$	resistência plástica de um Tê;
$N_{wp,Rd}$	resistência à encurvadura do montante da alma;
Q_{ult}	carga no instante do colapso;

R	resistência elétrica;
R_{eH}	tensão de cedência superior;
R_{eL}	tensão de cedência inferior;
$R_{fi,d,t}$	valor de projeto da resistência de um elemento em situação de incêndio em um dado tempo;
R_m	resistência à tração;
R_p	tensão convencional de alongamento não-proporcional;
r	raio de concordância;
S	distância entre os centros das furações;
$[S]$	matriz de rigidez de tensão;
t_f	espessura do banzo;
$t_{fi,d}$	tempo de resistência ao fogo;
$t_{fi,requ}$	tempo dimensionado no projeto;
t_w	espessura da alma;
V	volume do elemento por unidade de comprimento;
$V_{fi,t,Rd}$	resistência do esforço de corte para vigas de Classe 1 ou 2 em temperatura elevada;
V_h	força presente no meio do montante da alma;
$V_{pl,Rd,2T}$	resistência ao esforço cortante na seção 2-Tê;
V_v	força de corte atuante na estrutura;
$V_{wp,Rd}$	resistência ao esforço de corte no montante da alma;
$W_{pl,y}$	momento resistente plástico;
W_y	momento resistente plástico ou elástico;
w	largura do montante da alma;
Z_c	centroide de uma seção Tê;

z_j parâmetro que traduz o grau de assimetria da seção em relação ao eixo de maior inércia;

Z_{pl} distância do eixo plástico neutro de um Tê até a fibra extrema do banzo.

Letras do alfabeto grego

α fator de imperfeição, que varia de acordo com a curva de encurvadura;

α_c coeficiente de transferência de calor por convecção, para a curva de incêndio padrão;

α_{LT} fator de imperfeição para encurvadura lateral;

$\gamma_{M,fi}$ coeficiente parcial em situação de incêndio;

γ_{M0} coeficiente parcial de segurança;

γ_{M1} coeficiente parcial de segurança para a resistência de elementos sob encurvadura;

$\Delta\theta_{a,t}$ aumento da temperatura do aço sem proteção;

$\frac{\Delta l}{l}$ extensão térmica do aço para diferentes temperaturas;

Δt intervalo de tempo;

$\{\Delta f_n\}$ resíduo das iterações por Newton-Raphson;

$\{\Delta u_n\}$ correção do vetor deslocamento conhecido;

δ_{b_e} diferença percentual entre o b_e e o $b_{e,Ansys}$;

ε fator que depende da tensão de cedência;

ε_f emissividade do compartimento de incêndio;

ε_m emissividade do aço;

$\varepsilon_{p,\theta}$ extensão limite de proporcionalidade do aço a temperaturas elevadas;

$\varepsilon_{t,\theta}$ extensão de cedência do aço a temperaturas elevadas;

$\varepsilon_{u,\theta}$ extensão última do aço a temperaturas elevadas;

θ_a	temperatura do aço;
$\theta_{cr,d}$	valor de projeto da temperatura crítica do material;
θ_d	valor de projeto da temperatura do material;
θ_g	temperatura dos gases no compartimento de incêndio;
θ_m	temperatura na superfície do elemento;
θ_r	temperatura efetiva de radiação na vizinhança do elemento;
λ_a	condutibilidade térmica do aço para diferentes temperaturas;
λ_i	autovalor de número i , utilizado no processo de encurvadura bifurcacional;
$\bar{\lambda}$	esbelteza normalizada;
$\bar{\lambda}_{LT}$	esbelteza normalizada para encurvadura lateral torsional;
ν	coeficiente de Poisson;
ρ_a	massa específica do aço para qualquer que seja a temperatura;
σ	constante de Stephan Boltzmann;
$\sigma_{c,t}$	tensões de compressão e tração;
$\sigma_{m\acute{a}x}$	tensão de compressão máxima devido a tensão de corte presente no meio do montante da alma;
$\sigma_{Rd,wp}$	tensão resistente de compressão no montante da alma;
$\sigma_{w,Ed}$	tensão de compressão principal, segundo Lawson;
τ	tensão de corte;
τ_h	tensão de corte presente no meio do montante da alma;
ϕ	um número adimensional para o cálculo de χ ;
ϕ_{LT}	coeficiente para determinar o valor de χ_{LT} ;
ϕ	fator de forma para o cálculo de $\dot{h}_{net,r}$;
$\varphi_{LT,\theta,com}$	fator de redução para a inclinação da reta que representa o domínio elástico à temperatura máxima no banzo comprimido;
χ	coeficiente de redução para o modo de encurvadura a ser utilizado;

- χ_{LT} o coeficiente de redução de resistência à encurvadura lateral;
- $\chi_{LT,fi}$ coeficiente de redução para encurvadura lateral em temperaturas elevadas,
- $\{\psi\}_i$ autovetor de deslocamento de número i , utilizado no processo de encurvadura bifurcacional.

Capítulo 1: INTRODUÇÃO

1.1 Introdução

Com a difusão mundial de materiais metálicos, abriu-se espaço para produções de estruturas metálicas para construções de edifícios, como pilares e vigas, produzidos a partir do aço em processos de laminação a quente ou a frio.

As vigas que no início do século XX costumavam ser utilizadas apenas com sua seção sólida, começaram em meados dos anos de 1930, com a engenhosidade do inglês Geoffrey Murray Boyd, a serem utilizadas com furações ao longo da alma. O inglês, buscando alternativas para as alturas insuficientes dos perfis laminados I e H presentes no mercado, criou aberturas nas almas das vigas sólidas em formatos hexagonais, a fim de aumentar sua altura e rigidez. Essas vigas, foram posteriormente chamadas de vigas casteladas pela sua semelhança com as ameias das muralhas dos castelos da Europa, como mostra a Figura 1.



Figura 1-Ameias do Castelo de Bragança, [1].

As vigas alveolares apresentam um dinamismo arquitetônico superior às vigas de alma cheia, uma vez que apresentam alvéolos em sua composição, o que garante certa liberdade na produção do projeto. Essas vigas são responsáveis pela diminuição da perda dos pés-direitos dos edifícios, já que apresentam espaços para passagens de dutos tanto elétricos quanto hidráulicos através das almas, promovendo assim pisos de menores dimensões, além de garantir uma estrutura com uma melhor rigidez e resistência, utilizando menos material quando comparado a uma viga de alma cheia.

Os elementos horizontais da estrutura, devem resistir essencialmente à flexão e apresentar boa rigidez. Para isso, as vigas alveolares, que são resultadas do perfil laminado original, utilizam praticamente a mesma quantidade de aço, mas com um aumento de cerca de 50% da sua altura de seção transversal inicial garantindo um aumento da resistência à flexão. Para os casos de vigas celulares, os furos na seção podem representar uma perda de 35% a 50% da massa, com mesmas condições de vão e carregamento, quando comparadas com vigas de alma cheia, [2].

Por outro lado, a presença de furos nessas estruturas é responsável por tornar possível que outros modos de instabilidade venham a ocorrer, como por exemplo a encurvadura do montante da alma entre aberturas. A influência dessas instabilidades está diretamente relacionada com a geometria da estrutura, seja ela a respeito do diâmetro dos furos, espaçamento entre eles e por consequência o tamanho do montante da alma, entre outros fatores, mas também pela presença de temperaturas elevadas e o carregamento presente nesse elemento.

O presente trabalho busca através de simulações numéricas, e uma preparação dos programas experimentais a fim de futuramente comprovar os resultados, analisar o comportamento de uma das instabilidades presentes em vigas alveolares, a encurvadura no montante da alma, para temperatura ambiente e temperaturas elevadas, variando sua geometria.

1.2 Campos de aplicação

As vigas alveolares podem estar presentes em diferentes campos de aplicação, sendo eles a execução de estruturas que apresentem baixas cargas e grandes vãos, pelo aprimoramento estético da edificação, a fim de atender demandas arquitetônicas ou ainda

locais que necessitem das aberturas ao longo da viga para que passem dutos e afins, [3]. As vigas são geralmente utilizadas na execução de cobertura, seja ela reta ou curva, e estão presentes em muitos ginásios de esporte e estádios, como mostrado na Figura 2, mas também estão presentes em pavimentos e colunas, sendo esse último em casos em que a estética seja importante.



Figura 2 – Estrutura de estádio com vigas alveolares, [4].

A utilização desse tipo de viga para sistemas de grandes coberturas reduz o custo com trabalho, transporte e montagem, uma vez que são formados por uma menor quantidade de peças quando comparado a uma estrutura treliçada normalmente utilizada, [5]. Outro fator importante dessas vigas aparentes que tem tomado destaque é pelo fato delas apresentarem a possibilidade de se aplicar materiais na superfície da viga que sirvam de proteção a altas temperaturas, diminuindo assim os impactos que um incêndio poderia ocasionar, [6].

Essas estruturas são empregadas principalmente quando estão sujeitas a carregamentos em que haja flexão no eixo de maior inércia ou uma combinação entre flexão no eixo de maior inércia e compressão axial. As vigas alveolares apresentam baixa resistência a cargas pontuais, por isso são apropriadas para vãos longos com carregamento uniforme. Para os casos em que a rigidez é de extrema importância e as cargas relativamente baixas, como passarelas, utiliza-se espaçamento menor e furos maiores, já para os casos em que a resistência seja mais importante, como pisos e estacionamento, utiliza-se furos menores e espaçamentos maiores, [7].

1.3 Objetivos

O objetivo principal deste trabalho é analisar o comportamento de vigas alveolares em temperatura ambiente e em temperaturas elevadas, com ênfase na encurvadura do montante da alma, para diferentes geometrias.

Os objetivos específicos deste trabalho são:

- (a) Fazer uma análise numérica com o auxílio do *software Ansys Mechanical APDL*, a fim de observar o comportamento da estrutura para temperaturas ambientes e elevadas;
- (b) Execução dos ensaios experimentais à flexão para comparação e calibração do modelo numérico;
- (c) Analisar a influência dos fatores geométricos e variação da temperatura no cálculo da resistência das vigas alveolares;
- (d) Verificar a adequabilidade das equações analíticas para o cálculo da tensão de compressão crítica do montante da alma, assim como do comprimento e largura efetiva.

1.4 Organização da tese

O presente trabalho está dividido em seis capítulos. O primeiro capítulo apresenta uma breve introdução, contextualizando o tema a ser abordado, além de listar os objetivos a serem atingidos.

O capítulo 2 apresenta o referencial teórico sobre o presente trabalho, apresentando de forma detalhada as tipologias das vigas celulares mais usuais nos dias atuais, os modos de instabilidades ocasionados pela presença de furos na viga e os três métodos de fabricação utilizados. O capítulo ainda mostra a caracterização das vigas alveolares, mostrando toda a nomenclatura utilizada ao longo da tese. Por fim, expõe o estado da arte, com o intuito de atualizar o tema proposto, com trabalhos relevantes publicados recentemente.

O capítulo 3 é responsável por apresentar toda a metodologia de verificação de segurança do aço para temperatura ambiente e temperatura elevada. É explicado como o Eurocódigo 1 parte 1-2 e Eurocódigo 3 parte 1-2 demonstram as características a serem analisadas em uma situação de incêndio. O capítulo também apresenta o dimensionamento

de uma estrutura, seja para temperatura ambiente ou para temperatura elevada e métodos analíticos encontrados na literatura, para o cálculo da tensão de compressão máxima no montante da alma. Por fim, são demonstrados alguns resultados de dimensionamento, utilizando os métodos anteriormente demonstrados.

No capítulo 4, são demonstrados os métodos utilizados no programa experimental, apresentando a metodologia e o setup a serem seguidos, além dos equipamentos utilizados e os resultados dos ensaios de tração. São ainda apresentados os resultados dos ensaios à flexão realizados e as análises feitas sobre cada ensaio. Vale ressaltar que a pandemia ocasionada pelo COVID-19 impediu que todos os testes fossem realizados.

O capítulo 5 apresenta toda a modelação numérica utilizada no trabalho, assim como uma breve introdução sobre elementos finitos e o elemento utilizado, com o *Software Ansys Mechanical APDL*. Pode-se observar também, os resultados a partir da modelação numérica e a sua comparação com o experimental e métodos analíticos.

Por fim, no sexto e último capítulo, são apresentadas as principais conclusões obtidas com o estudo realizado e as sugestões para futuros trabalhos, tendo em vista a escassez de estudos nesta área.

Capítulo 2: REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Tipologia das vigas alveolares

Neste tópico, apresentam-se as principais tipologias de vigas alveolares utilizadas atualmente. As vigas são classificadas de acordo com suas geometrias, podendo variar os tamanhos dos alvéolos, formas e altura da mesma.

2.1.1 Vigas celulares

As vigas celulares são vigas compostas por alvéolos circulares ao longo de sua alma, como ilustrado na Figura 3. As concentrações de tensões na alma dessas vigas são reduzidas devido a ausência de vértices, que existe por exemplo, nas vigas casteladas, [8].



Figura 3 – Vigas celulares, [9].

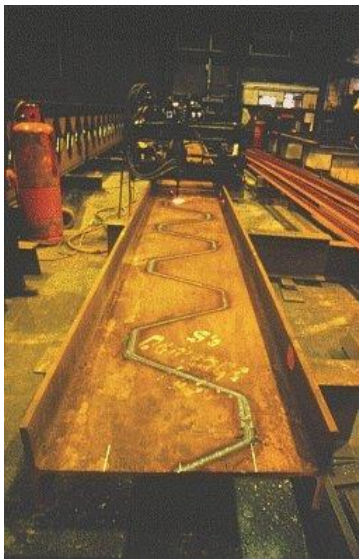
Essas vigas passam por um processo fabril em corte duplo, o que garante uma flexibilidade superior as vigas casteladas e senoidais, garantindo um dinamismo para diferentes proporções de distância entre os eixos dos alvéolos e tamanhos dos mesmos, garantindo precisão arquitetônica e economia, [2].

As vigas celulares com espaçamento menores e grandes diâmetros de furos são normalmente utilizadas para execução de sistemas de coberturas, uma vez que a sobrecarga, para tais sistemas, é relativamente baixa, são acompanhadas de vãos grandes e a deformação é o elemento condicionante do dimensionamento. Por outro lado, vigas com espaçamentos maiores têm comportamento estrutural mais próximo de vigas com a alma cheia, sendo portanto mais utilizadas para sistemas de pisos, [3].

A utilização dessa geometria de furo, porém, promove uma capacidade resistente ao corte reduzida sob cargas concentradas nos montantes de alma, por isso devem ser utilizadas preferencialmente sob carregamento uniforme distribuído, para que possa vencer grandes vãos com segurança, [10].

2.1.2 Vigas casteladas

As vigas casteladas são usualmente produzidas a partir de perfis laminados, com cortes em ziguezague de maneira que após a soldagem apresentam uma forma poligonal, mais conhecida como castelada, conforme Figura 4



(a)



(b)

Figura 4 – Viga castelada. (a) Processo de fabricação, [11].(b) Viga castelada pronta para aplicação, [12].

Essas vigas, muitas vezes acompanham de um aumento da seção com a solda de chapas de aço no montante de alma, como ilustra a Figura 5, que aumenta sua inércia e rigidez à

flexão, porém a torna mais frágil às instabilidades, uma vez que aumenta a esbeltez do montante de alma, [13].



Figura 5 – Vigas casteladas com chapas expansoras, [14].

As vigas casteladas podem variar de acordo com a geometria apresentada, a partir de diferentes ângulos de abertura, tamanho das furações e distância entre os alvéolos, recebendo diferentes nomes. As formas que tomaram mais destaque e que são mais utilizadas são o padrão Peiner (Figura 6), o padrão Litzka (Figura 7), o padrão Anglo-Saxão (Figura 8) e mais recentemente o padrão com cantos filetados (Figura 9), que segundo, [15], reduz a concentração de tensões a partir de raios de concordância maiores de 15 mm e menores que $\frac{1}{4}$ da altura das aberturas.

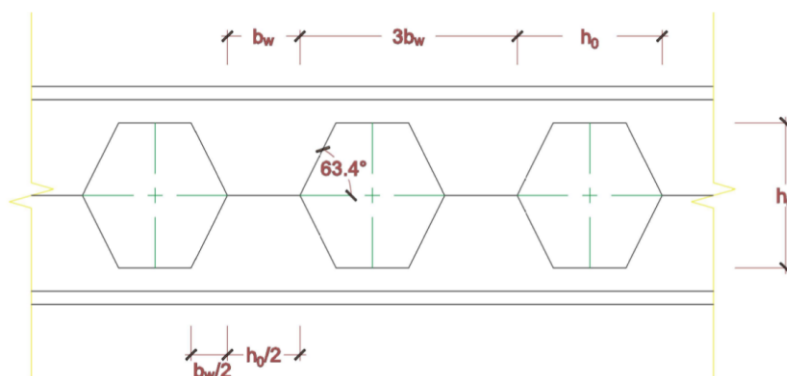


Figura 6 – Viga castelada padrão Peiner.

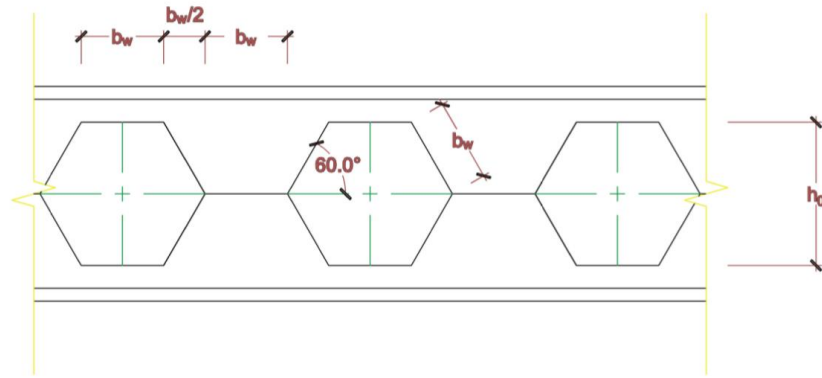


Figura 7 – Viga castelada padrão Litzka.

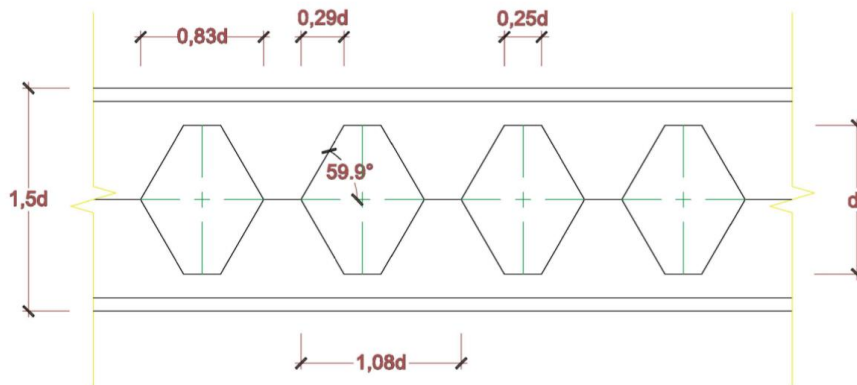


Figura 8 – Viga castelada padrão Anglo-Saxão.

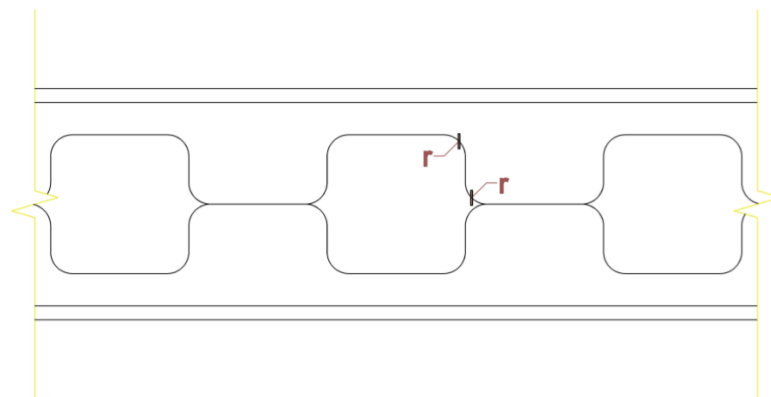


Figura 9 – Viga castelada com canto filetado.

2.1.3 Vigas senoidais

As vigas senoidais foram desenvolvidas pela ArcelorMittal, em 2007 juntamente com o arquiteto francês Claude Vasconi, recebendo o nome de viga AngelinaTM, ilustrado na

Figura 10. O objetivo era que a viga apresentasse uma melhor aparência formada por aberturas maiores em formato de olho, e também, por apresentar apenas um corte na alma e uma redução do comprimento de soldagem, possibilitasse um processo de fabricação mais eficiente para perfis laminados a quente, [16].



Figura 10 – Viga Angelina da *ArcelorMittal*, [16].

2.2 Modos de instabilidade

As vigas alveolares por apresentarem seções transversais com alturas superiores as seções laminadas que as originaram, e por possuírem furos ao longo da alma estão sujeitas as instabilidades já passíveis de ocorrência em vigas sólidas, mas também a ocorrência de novas instabilidades ocasionadas por essa mudança de geometria. As instabilidades nas vigas estão diretamente relacionadas com sua geometria, seja ela o tamanho dos furos, o formato desses furos, o comprimento do montante da alma, o comprimento da viga, se há restrições laterais ou não, entre outras possibilidades.

Os principais modos de falhas conhecidos para vigas alveolares são: Encurvadura do montante de alma por corte; Encurvadura do montante de alma por compressão; Formação do mecanismo de Vierendeel; Encurvadura lateral torsional; Ruptura da solda no montante de alma; Mecanismo de flexão, [17].

2.2.1 *Encurvadura do montante de alma por corte*

Esse modo de falha está diretamente associado a perda de estabilidade do montante de alma devido a uma força de corte, responsável por gerar uma torção no montante de alma, como pode ser observado na Figura 11.



Figura 11 – Encurvadura do montante da alma por corte, [15].

Ao se fazer o equilíbrio das forças presente na seção encontrada na Figura 12, podemos observar uma força de corte, F , que atua no montante de alma. Essa força de corte presente na junta soldada é responsável por tracionar a região AC e comprimir a região DB, gerando a instabilidade responsável por flexionar e torcer o montante de alma, uma vez que a parte tracionada tende a permanecer na posição inicial enquanto a parte comprimida tende a se deslocar para fora do plano longitudinal do perfil. Esse deslocamento lateral do montante da alma é acompanhado de uma torção da linha diagonal XX' , conforme a imagem abaixo, [17].

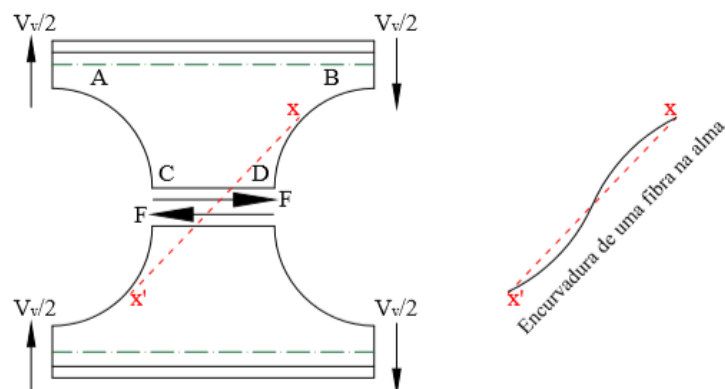


Figura 12 – Encurvadura do montante da alma devido ao corte, adaptado de [17].

A encurvadura do montante de alma está diretamente relacionada a fatores geométricos, sendo eles: altura do furo em relação à largura mínima do montante de alma (a_0/w); altura do furo em relação à espessura da alma (a_0/t_w); altura do furo em relação à altura total da seção (a_0/H); largura mínima do montante de alma em relação à espessura da alma (w/t_w); altura da chapa expansora em relação à altura do furo (h_p/a_0), [18].

2.2.2 *Encurvadura do montante de alma por compressão*

Nessa instabilidade, diferentemente da encurvadura do montante de alma por corte, o deslocamento lateral presente no montante da alma não é acompanhado por torção, conforme a Figura 13.

A encurvadura do montante devido à compressão, desde que não haja enrijecedores, normalmente ocorre em pontos de carga concentrada sobre os apoios ou montante, [10]. A falha ocorrida nesses pontos, aparece de maneira semelhante com o enrugamento nas vigas de alma cheia submetida a uma carga concentrada, [13]. O comportamento da viga sob esse efeito de instabilidade pode ser visto na imagem abaixo.

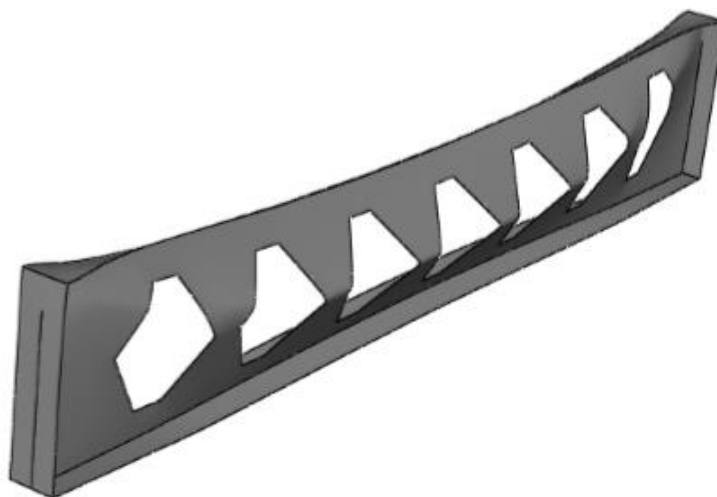


Figura 13 – Encurvadura do montante da alma por compressão, [13].

2.2.3 *Formação do mecanismo de Vierendeel*

A formação do mecanismo de Vierendeel está diretamente relacionada com a transferência de grandes forças de corte através dos furos presentes na alma, juntamente com

a taxa de variação do momento fletor ao decorrer da viga, geralmente ocorrendo em vigas com grandes aberturas horizontais, [19]. A presença de vãos menores, comprimentos de solda relativamente grande e seções Tê curtas, também são responsáveis por intensificar as chances de ocorrência desse fenômeno, [13].

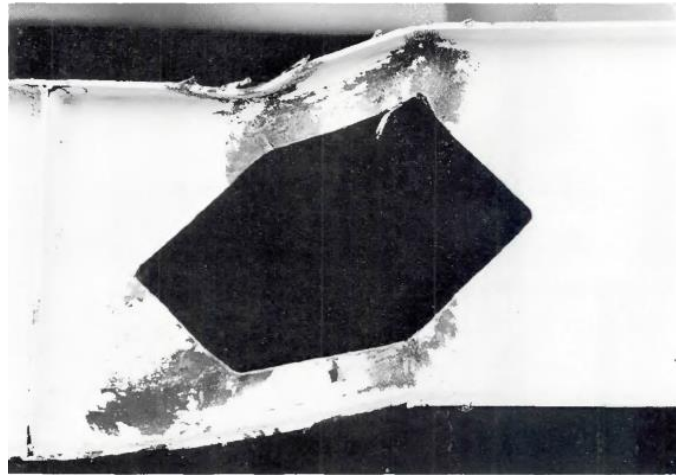


Figura 14 – Mecanismo de Vierendeel, [20].

Esse modo de falha é caracterizado pela formação de quatro rótulas plásticas nos cantos superiores e inferiores das aberturas, se comportando como uma viga Vierendeel que originou o nome da falha. O mecanismo se forma nas regiões superior e inferior dos furos que recebem o maior esforço, sem que haja a plastificação total do trecho, porém ficando muito perto da mesma, [8].

O momento de flexão global é redistribuído sobre as seções Tê como duas forças normais, e para uma viga de aço simétrica, a força de corte é distribuída uniformemente entre as seções Tê superior e inferior, conforme ilustra a Figura 15. O momento no centro do montante de alma, M_h , é zero considerando que as forças de corte do Tê superior e inferior são iguais, V_t e V_b , garantindo um equilíbrio estático. Devido à presença das forças de corte no centro das seções Tê, haverá a presença de um momento secundário local, também conhecido como momento Vierendeel, em ambas as seções, que pode aumentar com o crescimento do comprimento dos furos., [7] [21] [22].

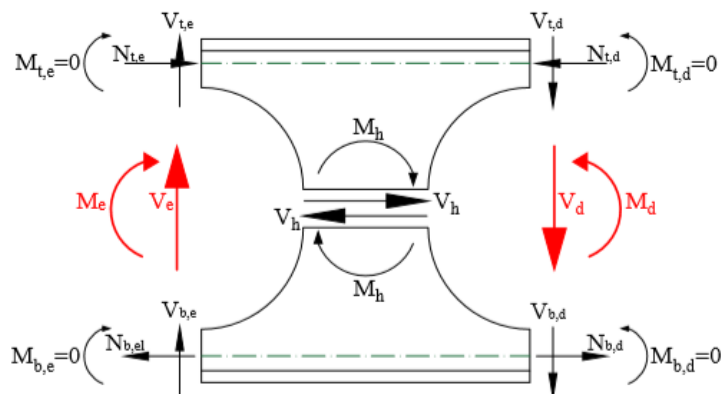


Figura 15 – Distribuição de esforços internos no montante da alma de acordo com a analogia de Vierendeel, adaptado de [23].

A viga falhará por mecanismo de Vierendeel quando a resistência total das seções Tê em torno de uma abertura forem atingidas pelas forças normais locais e momentos de flexão secundários, formando as rótulas plásticas. Esse fenômeno normalmente ocorre para vigas com pequenos vãos, em que a força de corte é grande, para aberturas amplas, onde apresenta grandes momentos secundários, ou para curtas seções Tês, em que há baixa resistência plástica, [17].

2.2.4 *Encurvadura lateral torsional*

Em casos em que a viga não apresente nenhuma espécie de restrição para seu movimento lateral e também não tenha nada que impeça a rotação da sua seção, pode ocorrer o fenômeno de instabilidade conhecido como encurvadura lateral torsional, conforme ilustrado na Figura 16, [24]. A resistência da viga a esse modo de falha está diretamente relacionado com sua esbelteza e a existência de imperfeições, sejam elas geométricas, residuais ou quaisquer que sejam, [25].

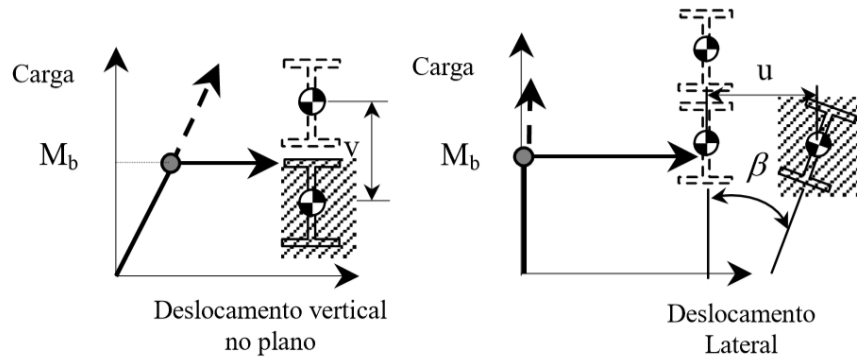


Figura 16 – Flexão no plano da alma, seguido por movimento lateral torsional, [24].



Figura 17 – Encurvadura lateral torsional, [26].

As vigas alveolares apresentam comportamento semelhante às vigas de alma cheia quando estão sujeitas a esse modo de instabilidade, onde a flange superior está submetida a compressão devido ao momento fletor presente, [8]. A parte sujeita à tração do elemento estrutural restringe o movimento da flange comprimida da viga, ocasionando esse modo de encurvadura global, que está geralmente relacionado com vigas esbeltas carregadas à flexão e com o acréscimo de altura presente nas vigas alveolares, para os quais a flange comprimida é insuficientemente suportada, [7].

A presença das aberturas nas vigas celulares não ocasiona efeitos perceptíveis no comportamento da encurvadura lateral torsional, com isso, as vigas alveolares podem ser analisadas da mesma maneira que vigas sólidas, desde que as propriedades geométricas sejam calculadas no centro dos furos, [27].

2.2.5 Ruptura da solda no montante de alma

A força de corte vertical aplicada na estrutura induz uma força de corte horizontal, V_h , no montante de alma que pode acarretar nesse modo de falha, conforme ilustrado na Figura 18, [21]. A ruptura das juntas soldadas ocorre assim que a resistência da junta é excedida por essa tensão de corte longitudinal. A chance de ocorrer esse fenômeno está diretamente relacionado com o espaçamento das aberturas, que quanto menor for, maior será a chance dessa ruptura acontecer, [28].

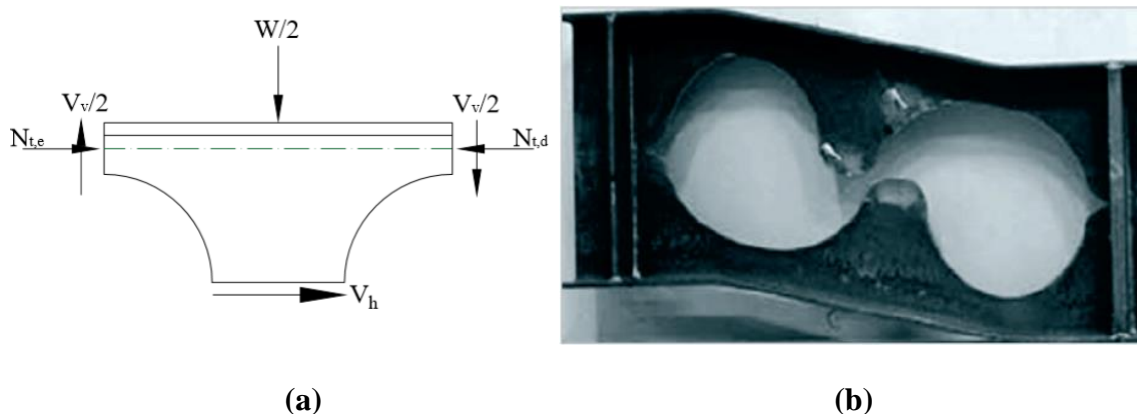


Figura 18 – (a) Diagrama de corpo livre para ruptura na solda do montante da alma, adaptado de [21]. (b) Ruptura da solda, [29].

Vale ressaltar que vigas com comprimentos de furos horizontais longos, que tenha por consequência juntas de solda longas, estão sujeitas à ocorrência do mecanismo de Vierendeel, por outro lado, ao tentar diminuir as juntas de solda para evitar o aparecimento dos momentos secundários, as vigas estão propensas a apresentar ruptura nas juntas, [22].

2.2.6 Mecanismo de flexão

Esse modo de falha ocorre em momentos em que a viga está sujeita a um carregamento à flexão significativa e uma força de corte mínima. A viga pode ser analisada plasticamente ou elasticamente, usufruindo das propriedades da seção perfurada, [21].

O rendimento nas seções Tê, nas regiões superiores e inferiores das aberturas de uma viga castelada se aproximam ao de uma viga de alma cheia sob as mesmas condições, [30]. Essas seções superiores e inferiores tornam-se totalmente plásticas mesmo que a propagação das zonas plásticas tenha sido interrompida pelas presenças das furações, [31].

2.3 Modos de fabricação

A ideia principal das vigas alveolares é o aumento da altura da seção e o subsequente aumento da resistência da viga sem que tenha que ter um acréscimo de material. Antigamente, o processo de produção da viga consistia no corte e soldagem manual da mesma, o que demandava muito trabalho e dinheiro. O processo atual consiste na execução dos cortes a partir de tochas de plasma automatizadas e controladas pelo computador, o que diminui o custo de produção e aumenta a precisão da execução, [32].

O SCI (Steel Construction Institute) lista três metodologias existentes para a execução de vigas alveolares, [33].

O primeiro método é utilizado para vigas com aberturas isoladas, que consiste na execução de furos diretamente ao longo do perfil laminado sem que haja a expansão da mesma, [33]. Há uma diminuição da área da viga, que por sua vez pode diminuir sua capacidade resistente. A imagem abaixo demonstra a execução dos alvéolos por este método.

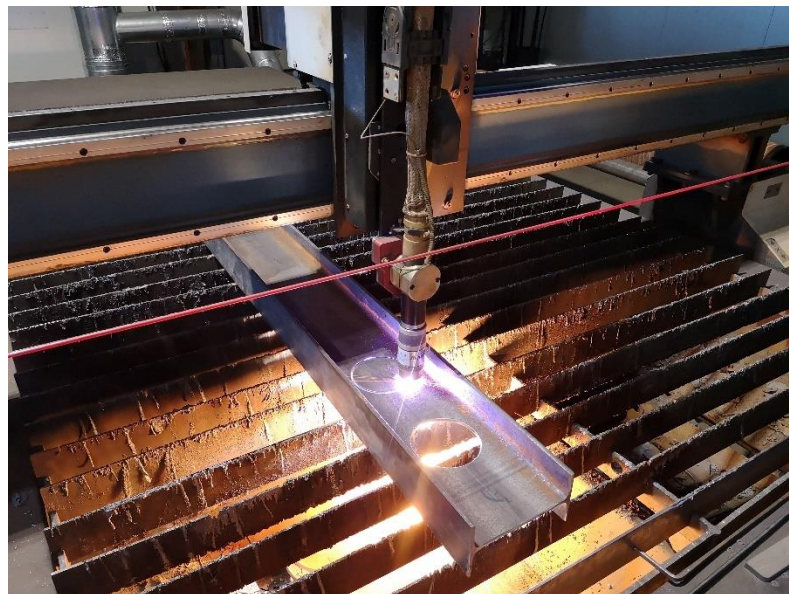


Figura 19 – Execução dos furos nas vigas sem incremento da altura.

O segundo método consiste na formação de um perfil em I a partir de três chapas que são soldadas entre si, podendo apresentar chapas metálicas com diferente tamanhos e espessuras, produzindo vigas assimétricas e com inércia variável. Esse método permite a

utilização de furos regularmente espaçados ou ainda furos isolados, sejam eles produzidos antes ou depois do processo de soldadura, [33].

O último método consiste no corte ao longo da alma da seção laminada a quente a partir da execução de duas linhas de corte, onde os cortes são formados por uma semicircunferência seguido de um segmento reto, [34]. Os Tês resultantes são reposicionados na viga e soldados a fim de formar a sequência de furos desejada, conforme Figura 20. Esse método é apropriado somente para espaçamentos regularmente espaçados, [33].

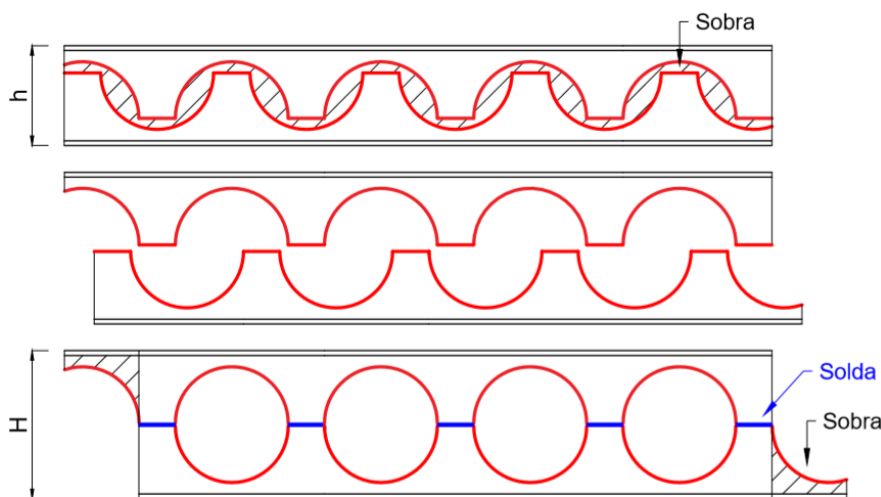


Figura 20 – Execução das vigas alveolares com o incremento da altura.

2.4 Caracterização das vigas

As vigas alveolares são constituídas pelos elementos já presentes em uma viga com seção sólida, porém com a presença de novas nomenclaturas e geometrias provenientes das furações presentes na mesma. A Figura 21 apresenta as nomenclaturas existentes nas vigas alveolares, em uma vista frontal e em sua seção transversal. A seção transversal de uma viga alveolar é formada por uma seção Tê superior ao furo e uma seção Tê inferior ao furo, em que ambas seções Tê são conhecidas na literatura como seção 2-Tê.

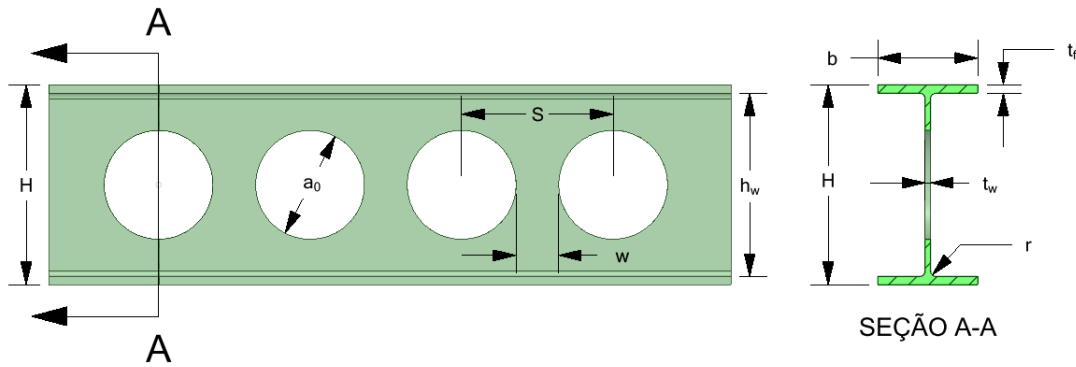


Figura 21 – Dimensões geométricas da viga alveolar.

As vigas, de maneira geral, podem ser divididas entre banzos e alma, além de todas as características provenientes das mesmas.

Nos banzos da viga vale destacar a presença da largura do banzo, b , da espessura do banzo, definido como t_f , da altura total da seção, H , definida como a distância entre cada extremo dos banzos, e do raio de concordância, r , presente na ligação entre o próprio banzo e a alma, que para os efeitos de cálculo normalmente são desconsiderados.

Na alma da viga, além dos parâmetros já existentes na viga sólida, como a espessura da alma, t_w , e a altura da alma h_w , existem os parâmetros que surgem com a presença dos furos, sendo eles, o montante de alma, w , que corresponde à região, soldada ou não, de aço entre as duas furações, o diâmetro dos furos, a_0 , e a distância entre os centros das furações, S .

Para além das características geométricas das vigas alveolares, tem-se as características físicas e matemáticas, utilizadas para o posterior dimensionamento das estruturas. Vale ressaltar que essas características, listadas abaixo, provém da metodologia da seção 2-Tê e desconsidera o raio de concordância.

Área do banzo da seção transversal de um Tê:

$$A_f = t_f b \quad (1)$$

Área da alma da seção transversal de um Tê:

$$A_{wT} = h_{wT}t_w \quad (2)$$

Área da seção transversal de um Tê:

$$A_T = A_f + A_{wT} \quad (3)$$

Centroide de uma seção Tê:

$$Z_c = \frac{A_f \frac{(h_w + t_f)}{2} + A_{wT} \left(\frac{h_{wT} + t_f}{2} \right)}{A_f + A_{wT}} \quad (4)$$

Distância do eixo plástico neutro de um Tê até a fibra extrema da flange:

$$Z_{pl} = \frac{A_f + A_{wT}}{2b} \quad (5)$$

Momento resistente plástico da seção transversal 2-Tê:

$$W_y = 2A_T Z_c \quad (6)$$

Momento de inércia de uma seção Tê em relação ao eixo y:

$$I_{T,y} = \frac{b_f t_f^3}{12} + A_f \left(\frac{h_w + t_f}{2} \right)^2 + \frac{t_w h_{wT}^3}{12} + A_{wT} \left(\frac{h_{wT} + d_0}{2} \right)^2 \quad (7)$$

Momento de inércia da seção 2-Tê em relação ao eixo y:

$$I_y = 2I_{T,y} \quad (8)$$

Constante de empenamento:

$$I_w = \frac{t_f b_f^3 (h_w + t_f)^2}{24} - \frac{(a_0 t_w)^3}{144} \quad (9)$$

Constante de torção:

$$I_t = \frac{2}{3}b_f t_f^3 + \frac{1}{3}(h_w - a_0)t_w^3 \quad (10)$$

Módulo de cisalhamento:

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (11)$$

2.5 Imperfeições geométricas

As peças utilizadas em estruturas metálicas apresentam em sua maioria imperfeições geométricas iniciais provenientes dos processos de fabricação, manuseio e transporte. Essas imperfeições podem ser previamente descobertas a partir de uma análise de encurvadura de valores e vetores próprios para obter os piores casos dos modos de encurvadura, com a utilização de elementos finitos. Essas imperfeições geométricas presentes nos materiais são divididas em duas categorias, sendo elas, as imperfeições globais e as locais, [35].

As imperfeições geométricas globais são imperfeições que se comportam de maneira global para todo elemento estrutural ao longo de seu comprimento independente de sua direção. Enquanto as imperfeições geométricas locais podem estar presentes em qualquer local da superfície interna ou externa das estruturas metálicas, porém em direções perpendiculares à essas superfícies, [35].

Para a utilização de imperfeições em simulações numéricas nos casos em que não seja feita uma análise das imperfeições geométricas e imperfeições estruturais, a EN 1993-1-5, [36], recomenda a utilização de imperfeições geométricas equivalentes, usufruindo da Equação (12) para encurvaduras locais. Essas imperfeições equivalentes devem prever um efeito combinado das imperfeições geométricas das peças de acordo com as tolerâncias nos padrões do produto ou no padrão de execução, das tensões residuais, das imperfeições estruturais devido a fabricação e montagem e variação da tensão de escoamento. [37].

$$e_{0w} = \min\left(\frac{a}{200}; \frac{b}{200}\right) \quad (12)$$

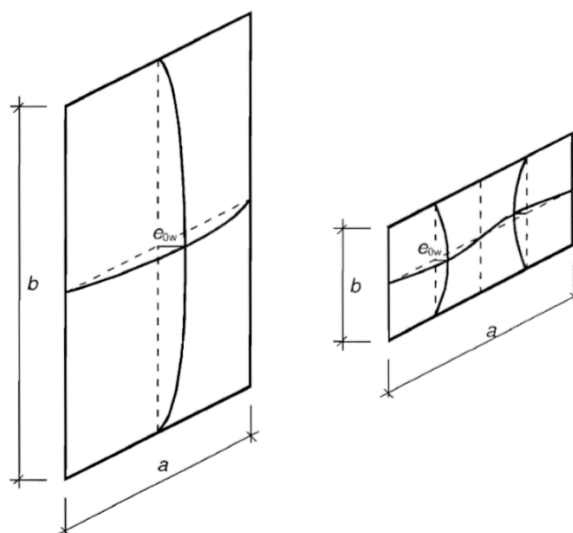


Figura 22 – Modelo de imperfeição geométrica equivalente, [36].

2.6 Estado da Arte

Ferreira *et al*, [38], procurou encontrar uma maneira para descobrir o comportamento da resistência da encurvadura lateral torsional (ELT) em vigas celulares simplesmente apoiadas com apoios de forquilha em suas extremidades, a partir da modificação do modo de distribuição das tensões residuais presentes após o processo de fabricação, utilizando o software ABAQUS 6.12. As vigas ainda estavam sujeitas às cargas uniformemente distribuídas, flexão uniforme e carga concentrada no meio do vão da viga. A conclusão obtida foi de que a nova proposta do EC3, onde há a consideração do fator de imperfeição após a fabricação das vigas alveolares, é satisfatória em relação a resistência a ELT em regime elástico e inelástico. Porém quando há uma predominância de tensão de cisalhamento, deve-se verificar previamente o mecanismo de Vierendeel e encurvadura do montante de alma como os estados limites últimos.

Wang *et al*, [39], utilizou modelos de elementos finitos para analisar o comportamento de vigas com almas senoidais em relação a deflexão adotando distribuição de temperatura uniforme e de temperatura não uniforme em uma viga castelada, simulando uma situação de incêndio. O autor ainda afirma que a força de compressão axial em uma viga senoidal é muito maior quando comparado a uma viga reta, devido à redução de sua rigidez axial.

A utilização de temperatura não uniforme causou uma deflexão vertical inicial maior quando comparado com a temperatura uniforme. No momento de ação da catenária, a flange situada na parte superior com a ação não uniforme de temperatura, apresentou uma menor

deflexão vertical. A tensão axial no banzo superior com temperatura não uniforme era maior que no banzo inferior, no momento da ação da catenária, podendo assim, gerar um momento de flexão interno. A temperatura de falha utilizando a temperatura não uniforme foi muito menor que a temperatura de falha com temperatura uniforme. A utilização da ação da catenária aumentou a temperatura crítica em pelo menos 200 C.

Panedpojaman *et al*, [40], desenvolveu uma abordagem prática e econômica para estimar a resistência ao corte de vigas celulares simétricas e assimétricas não compostas, para a encurvadura do montante da alma, validando seu método numérico com trabalhos experimentais. Os autores, analisaram o comportamento do montante da alma para a distribuição da terceira tensão principal no meio da espessura dos elementos finitos, conforme mostrado na Figura abaixo.

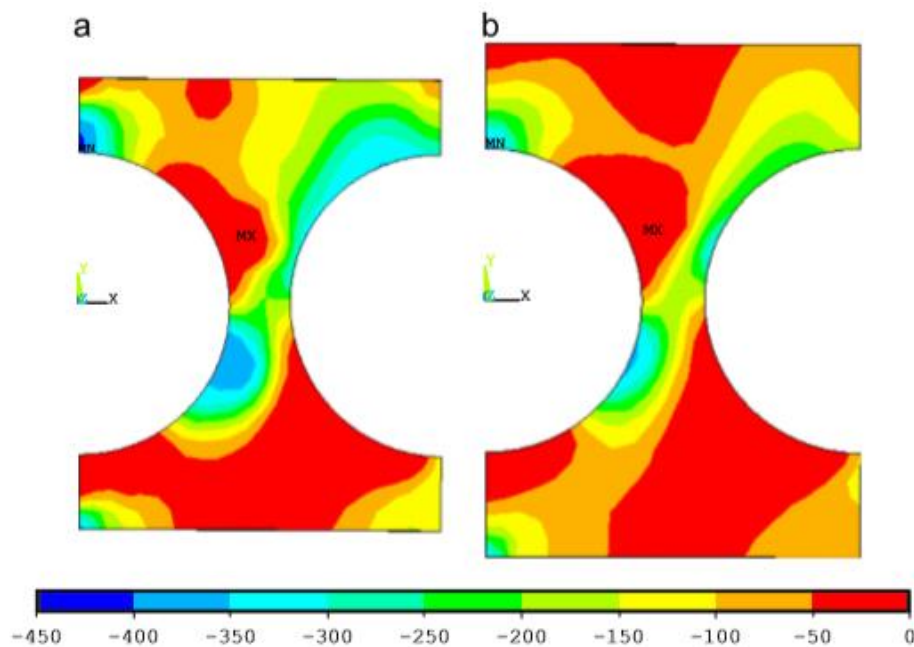


Figura 23 – Distribuição da terceira tensão principal em um perfil IPE 400, [40].

O método proposto com a norma BS EN 1993-1 apresentou bons resultados para o cálculo da resistência ao corte, quando comparado com os resultados obtidos nos elementos finitos. Pode-se observar a boa concordância entre os valores no gráfico abaixo.

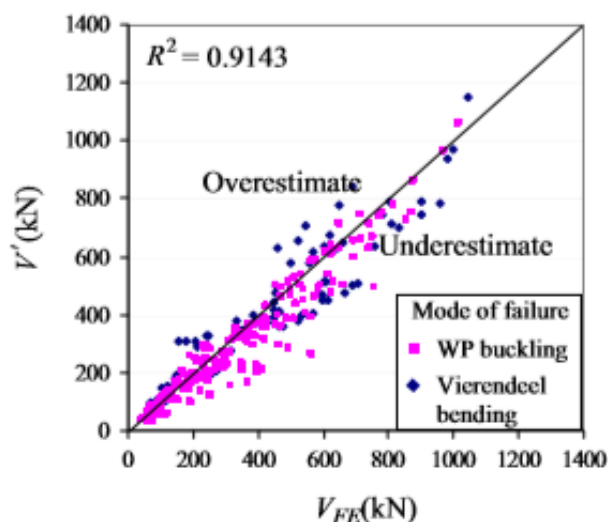


Figura 24 – Comparação da resistência ao corte do método proposto em conjunto com a norma BS EN 1993-1, com o método numérico, [40].

Vieira *et al*, [41], analisou o comportamento das vigas casteladas utilizando o software ABAQUS, com finalidade principal a instabilidade do montante de alma, a partir da variação de parâmetros geométricos e de carregamento. Os resultados obtidos convergiram para os resultados obtidos em outros ensaios experimentais, onde pode-se concluir que vigas com vãos longos tendem a ter uma baixa possibilidade de ocorrência de encurvadura no montante de alma.

Veríssimo *et al*, [42], afirma em seu trabalho que a viga, ao passar pelo processo de fabricação para transformá-la em alveolar, ganha um aumento significativo de tamanho, que representará uma maior resistência à encurvadura quando submetida a esforços de momento fletor, porém a presença de alvéolos em sua composição a torna mais suscetível a efeitos de cisalhamento, podendo estes levar ao colapso por montante de alma. Em seu trabalho um estudo analítico-numérico foi feito em vigas alveolares utilizando diferentes geometrias, com o intuito de obter o comportamento de vigas alveolares de seção I, a fim de propor um dimensionamento para as mesmas.

Grilo *et al*, [43], estudou o comportamento de vigas celulares, dando foco às encurvaduras no montante de alma, chegando a uma fórmula responsável por determinar a resistência ao cisalhamento de uma viga celular sem que ocorra uma encurvadura.

Para o experimento, [43], utilizou de corpos de prova curtos para a análise ao cisalhamento. O autor ressalva que o a encurvadura do montante de alma é extremamente relacionada com as imperfeições geométricas iniciais do montante de alma.

Grilo *et al* ainda alerta que em vigas que tenham uma relação S/a_0 muito pequena e uma relação a_0/H muito grande pode ocorrer uma relação entre carga e deflexão praticamente horizontal, impossibilitando a determinação da carga máxima, por apresentarem um montante da alma muito pequeno. No momento em que o montante sofre a encurvadura, não resistindo mais ao carregamento, o corpo restante da viga se tornará a responsável por conter a tensão, fazendo com que a viga apresente similaridades com a viga de Vierendeel, conforme a Figura 25.

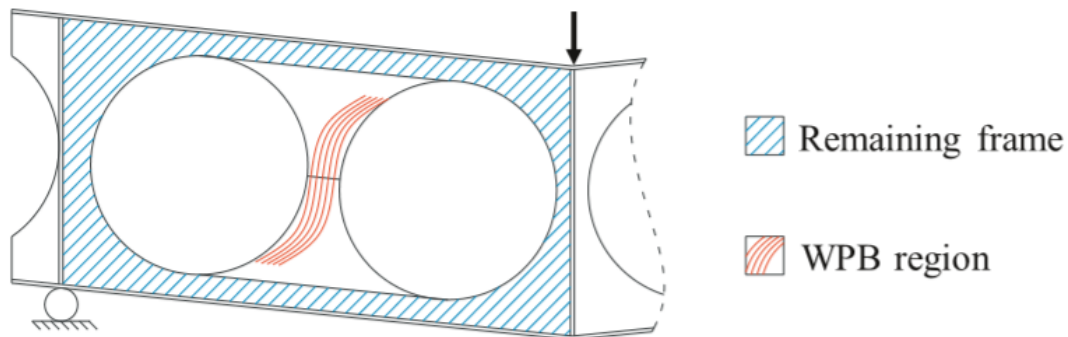


Figura 25 – Comportamento pós encurvadura, [43].

Wang *et al*, [44], fez uma análise numérica para comparar o comportamento de vigas celulares à encurvadura do montante de alma em uma situação de incêndio entre vigas sem proteção (C0), totalmente protegidas (C20-1) e parcialmente protegidas (C20-2) à altas temperaturas. As vigas celulares parcialmente protegidas, consistiam em não colocar revestimento para proteção nas bordas do furo. Todas as vigas apresentadas no trabalho falharam por encurvadura do montante de alma, como mostra a Figura 26. O deslocamento no meio do vão apresentou comportamento similar, tanto para viga com a proteção quanto para a viga sem proteção, porém em proporções diferentes como na Figura 27, onde no início da curva ambas apresentavam uma característica linear e após a encurvadura no montante de alma, o deslocamento cresceu extremamente rápido.

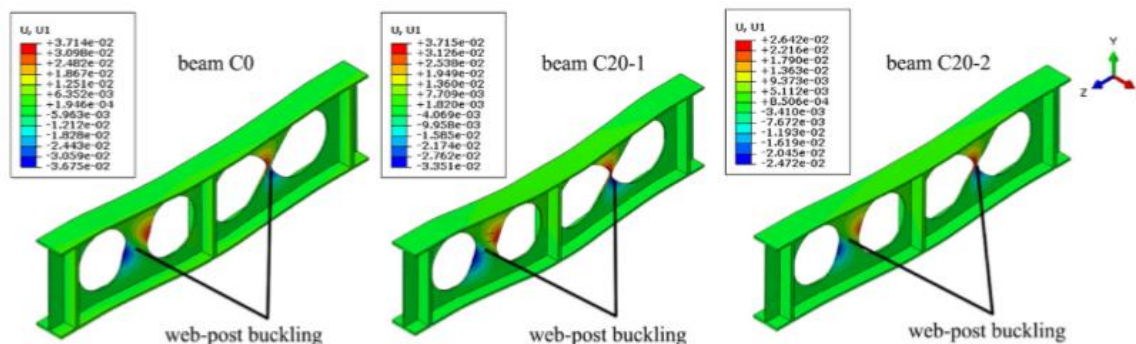


Figura 26 – Modos de falha das vigas C0, C20-1 E C20-2, [44].

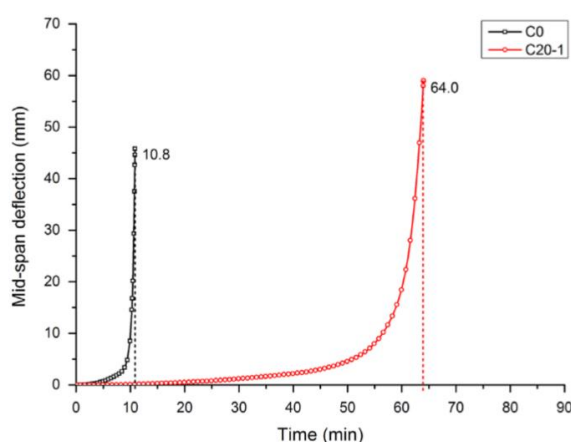


Figura 27 – Deflexão no meio da viga com e sem proteção a incêndio, [44].

O autor ainda concluiu que em uma situação de incêndio o revestimento é capaz de garantir tempo necessário de resistência ao fogo de uma viga celular. Para todos os casos, a distribuição de temperatura ao longo do montante de alma não era uniforme, e que se tornou menos uniforme à medida em que houve aumento da espessura do revestimento de proteção. No caso particular da viga parcialmente protegida, à medida em que aumentou a espessura da proteção, o tempo de resistência ao fogo diminuiu, [44].

Vassart, [45], procurou desenvolver um modelo analítico para prever a temperatura crítica de vigas alveolares feitas a partir de seções laminadas a quente em situação de incêndio. Primeiramente foram realizados vários testes em situação de incêndio no laboratório para uma posterior implementação e atualização de um modelo numérico, utilizando o software *SAFIR*, a partir dos experimentos. Após terminar de calibrar o modelo numérico, Vassart conseguiu chegar em um método analítico simplificado, que foi

posteriormente validado através de um estudo paramétrico utilizando o mesmo software numérico.

Capítulo 3: VERIFICAÇÃO DE SEGURANÇA DE ESTRUTURAS DE AÇO

3.1 Caracterização do aço em temperatura ambiente

3.1.1 Massa específica

A massa específica adotada para o aço não depende da temperatura em que se encontra, sendo utilizada o valor de $\rho_a = 7850 \text{ kg/m}^3$.

3.2 Caracterização do aço em temperatura elevada

3.2.1 Variação das propriedades mecânicas

O Eurocódigo 3 parte 1-2 [46] utiliza de fatores de redução para as propriedades mecânicas em temperaturas elevadas, sendo elas a tensão de cedência efetiva, tensão limite de proporcionalidade e módulo de elasticidade conforme apresentado na Tabela 1 e suas respectivas curvas ilustradas na Figura 28.

Tabela 1 - Fatores de redução para relação de tensão-deformação do aço carbono à temperaturas elevadas, [46].

Temperatura do aço [°C]	Fatores de redução à temperatura θ_a referidos ao valor de f_y ou E_a a 20 °C		
	Fator de redução (referido a f_y) para a tensão cedência efetiva	Fator de redução (referido a f_y) para a tensão limite de proporcionalidade	Fator de redução (referido a E_a) para a inclinação da reta que representa o domínio elástico
θ_a	$k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	$k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a$
20	1.000	1.000	1.000

100	1.000	1.000	1.000
200	1.000	0.807	0.900
300	1.000	0.613	0.800
400	1.000	0.420	0.700
500	0.780	0.360	0.600
600	0.470	0.180	0.310
700	0.230	0.075	0.130
800	0.110	0.050	0.090
900	0.060	0.038	0.068
1000	0.040	0.025	0.045
1100	0.020	0.013	0.023
1200	0.000	0.000	0.000

Nota: Utilizar de interpolação linear para valores intermediários de temperatura.

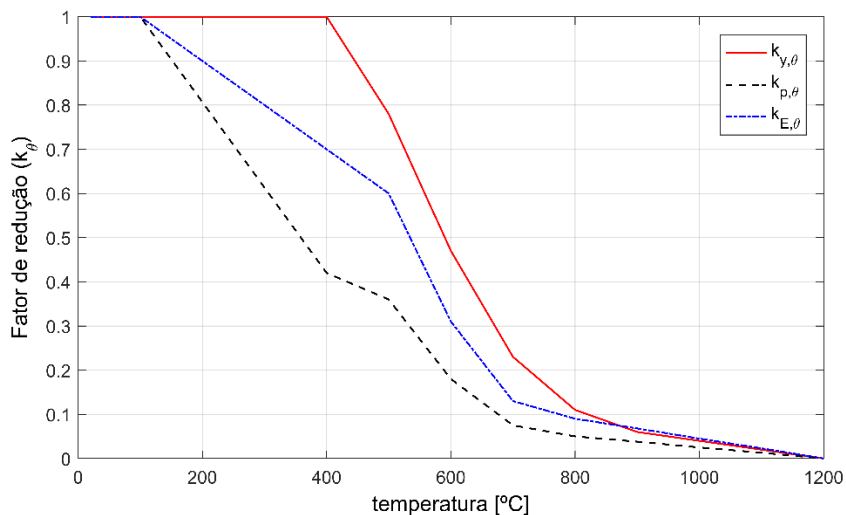


Figura 28 – Fatores de redução à temperaturas elevadas para a relação tensões-deformações do aço carbono.

O Eurocódigo 3 parte 1-2 [46] divide a relação entre tensão/deformação para temperaturas elevadas em quatro fases, em dada temperatura θ . A primeira fase é responsável por proporcionar o módulo de elasticidade, $E_{a,\theta}$, onde a relação tensão/deformação permanece constante até que se atinja a tensão limite de proporcionalidade, $f_{p,\theta}$. A segunda fase é o momento cujo o material começa a ceder e deixa de respeitar a Lei de Hooke, sendo limitada pela tensão de cedência do material, $f_{y,\theta}$. Já na terceira fase, o material apresenta comportamento linear em que não há variação da tensão. A última fase é caracterizada por

uma reta decrescente em que representa a perda da resistência do material. Os critérios de divisões estão expressos na Tabela 2 e são ilustrados na curva presente na Figura 29.

Tabela 2 - Relação da tensão-deformação de aço carbono à temperaturas elevadas, [46].

Domínio de extensões	Tensão	Módulo tangente		
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$		
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a)\sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a\sqrt{a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2}}$		
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0.00		
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} \left[1 - \frac{(\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta})}{(\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})} \right]$	-		
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0.00	-		
Parâmetros	$\varepsilon_{p,\theta} = \frac{f_{p,\theta}}{E_{a,\theta}}$	$\varepsilon_{y,\theta} = 0.02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0.15$	$\varepsilon_{u,\theta} = 0.20$
Funções	$c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$ $a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta}) \left(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_{a,\theta} \right)$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2$			

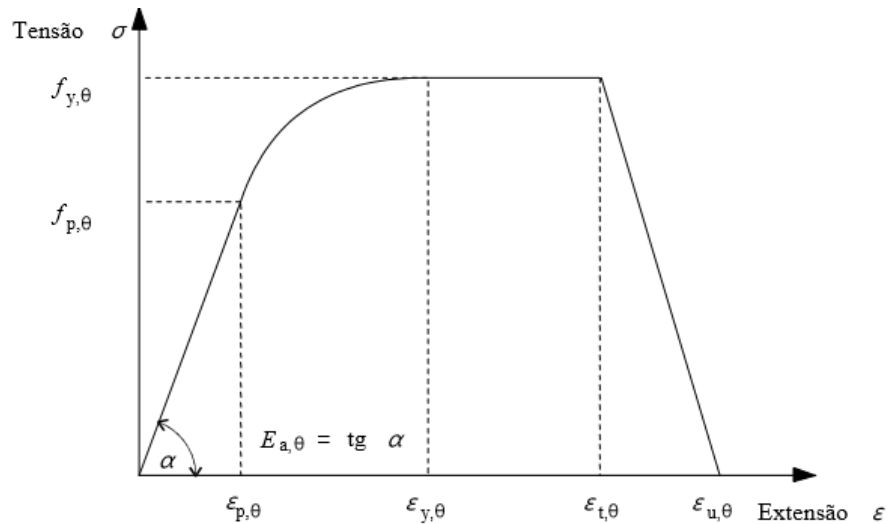


Figura 29 - Relação da tensão-deformação de aço carbono à temperaturas elevadas, [46].

As curvas tensões/deformações atualizadas de acordo com os limites estabelecidos no Eurocódigo 3 parte 1-2, (Tabela 2), para um aço com a tensão de cedência (318.16MPa) e o módulo de elasticidade (210GPa), obtidos a partir dos ensaios de tração, estão contidas na Figura 30 para as diferentes temperaturas.

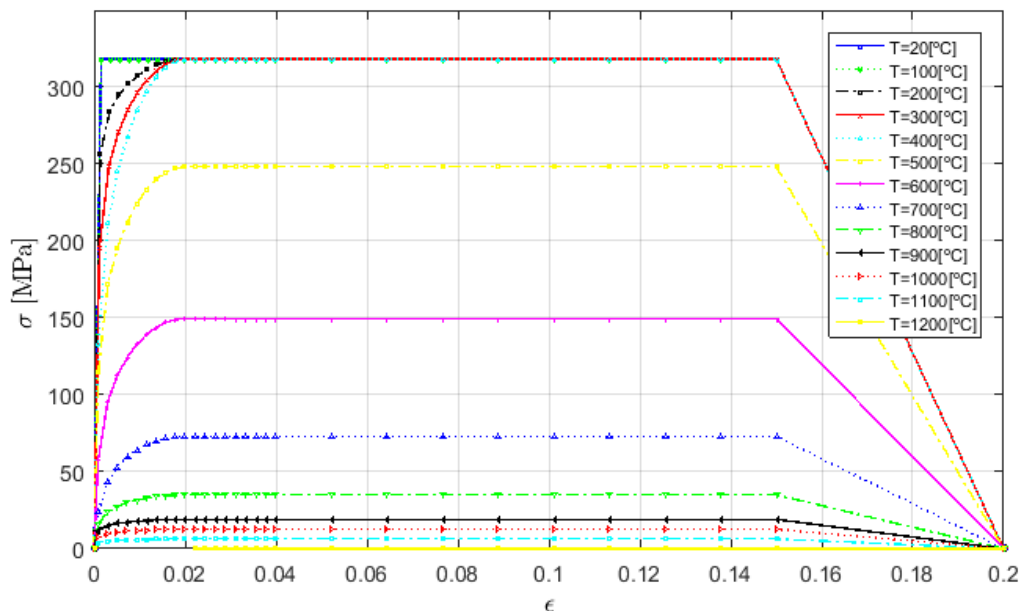


Figura 30 - Relação da tensão-deformação para aço carbono com tensão de cedência igual a 318.16MPa à temperaturas elevadas.

3.2.2 Calor específico

O calor específico de um material pode ser definido como a quantidade de calor responsável por variar cada unidade de massa do material (para o caso em questão, em kg) em uma unidade de temperatura (no caso estudado, em Kelvin).

O Eurocódigo 3 parte 1-2 [46], define a variação do calor específico de acordo com as seguintes expressões, em uma dada temperatura θ_a , presente nos limites de 20°C a 1200 °C.

$$\begin{aligned}c_a &= 425 + 0.773\theta_a - 1.69 \times 10^{-3}\theta_a^2 + 2.22 \times 10^{-6}\theta_a^3 & 20 \leq \theta_a < 600 \text{ } ^\circ\text{C} \\c_a &= 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} & 600 \leq \theta_a < 735 \text{ } ^\circ\text{C} \\c_a &= 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} & 735 \leq \theta_a < 900 \text{ } ^\circ\text{C} \\c_a &= 650 & 900 \leq \theta_a \leq 1200 \text{ } ^\circ\text{C}\end{aligned} \tag{13}$$

A Figura 31 representa o comportamento da curva, para cada intervalo de temperatura. A mudança de fase do aço, de ferrite para austenite, apresenta calor latente decorrente dessa transformação e pode ser notada graficamente com um pico próximo dos 700°C [47].

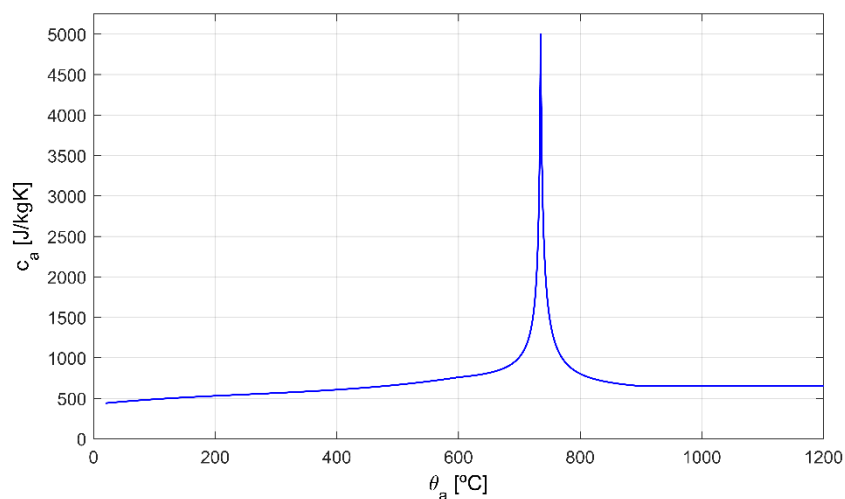


Figura 31 – Calor específico do aço carbono conforme a evolução da temperatura.

3.2.3 Condutibilidade térmica

A condutibilidade térmica de um material é caracterizada pela capacidade intrínseca que ele tem de conduzir calor, sem que haja movimento de massa, apenas movimento molecular, partindo de moléculas com maiores temperaturas e energia para moléculas com menores temperaturas e energia. A norma NP EN 1993 parte 1-2, [46] indica os parâmetros para o cálculo da condutibilidade térmica, λ_a , conforme a Equação (14).

$$\begin{aligned} \lambda_a &= 54 - 3.33 \times 10^{-2} \theta_a & 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 800^\circ\text{C} \\ \lambda_a &= 27.3 & 800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (14)$$

A curva é dividida em dois intervalos, que consiste em uma curva linear decrescente até 800°C e posteriormente, apresenta valores constantes de condutibilidade térmica até os 1200°C, conforme ilustrado na Figura 32.

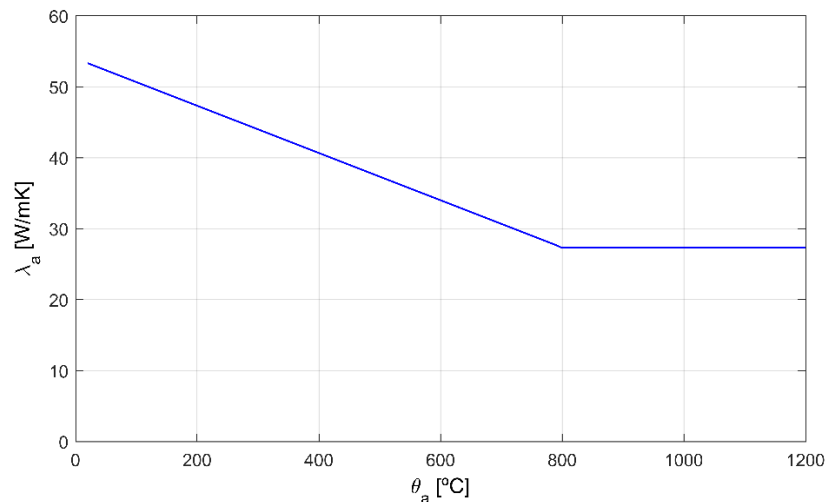


Figura 32 – Condutibilidade térmica do aço carbono conforme a temperatura.

3.2.4 Extensão térmica

A extensão térmica pode ser definida pelo fenômeno em que há um aumento do volume do material, devido ao aumento da agitação das moléculas, quando há uma variação de temperatura. O cálculo dessa extensão térmica, $\Delta l/l$, é definido na Equação (15)(15).

$$\begin{aligned} \frac{\Delta l}{l} &= 1.2 \times 10^{-5} \theta_a + 0.4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2.416 \times 10^{-4} & 20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 750^\circ\text{C} \\ \frac{\Delta l}{l} &= 1.1 \times 10^{-2} & 750^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 860^\circ\text{C} \\ \frac{\Delta l}{l} &= 2 \times 10^{-5} \theta_a - 6.2 \times 10^{-3} & 860^\circ\text{C} < \theta_a \leq 1200^\circ\text{C} \end{aligned} \quad (15)$$

A curva obtida a partir das equações previamente demonstradas está contida na Figura 33, de acordo com os respectivos intervalos de temperatura.

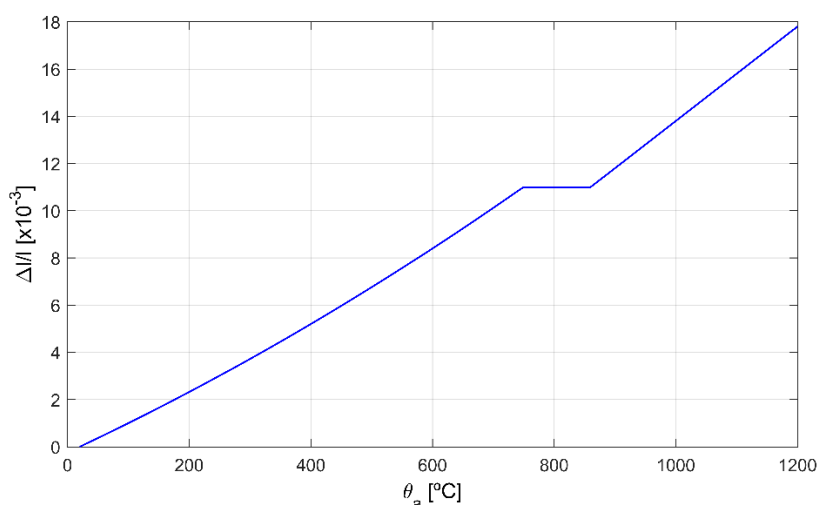


Figura 33 – Extensão térmica do aço carbono em função da temperatura.

3.3 *Curvas de incêndio nominais*

O comportamento do incêndio em uma estrutura é de caráter variável, o que não torna possível a identificação do curso de temperatura de um incêndio em que os objetos de um projeto de edifício possam ficar expostos. Existe, por outro lado, curvas de temperatura-tempo de incêndio, que serão dificilmente superadas ao longo da vida útil do edifício [48].

Ainda que seja feita uma análise perfeita em relação aos cursos de temperatura, as chances de ocorrência desse mesmo curso são remotas. Para tal, uma curva temperatura tempo adequada para projetos de resistência ao fogo não deve representar realisticamente a curva de incêndio mais provável, mas sim, encontrar uma curva cujo efeito não excederá durante o uso do edifício, com uma probabilidade razoável [49]. A norma EN 1991 parte 1-2, [46], utiliza a curva de incêndio padrão também utilizada pela norma britânica (ISO 184) para quantificar a resistência ao fogo, conforme a Equação (16).

$$\theta_g = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (16)$$

Para elementos estruturais exteriores, isto é, faces externas de paredes separadoras que estão sujeitas à fumaça proveniente de um incêndio desenvolvido dentro do compartimento interno às paredes, a Equação (17) deve ser utilizada [50].

$$\theta_g = 20 + 660(1 - 0,687e^{-0,32t} - 0,313e^{-3,8t}) \quad (17)$$

A norma EN 1991 parte 1-2, [46], ainda cita a curva de incêndio para hidrocarbonetos ,descrita na Equação (18), que representa os incêndios ocasionados por ignição de hidrocarbonetos , caracterizadas por temperaturas extremamente elevadas [50].

$$\theta_g = 20 + 1080(1 - 0,325e^{-0,167t} - 0,675e^{-2,5t}) \quad (18)$$

Os comportamentos das curvas de incêndio, para o cálculo das resistências, estão expressos na Figura 34. Diferentemente das curvas paramétricas, nota-se que as curvas não possuem fase de arrefecimento.

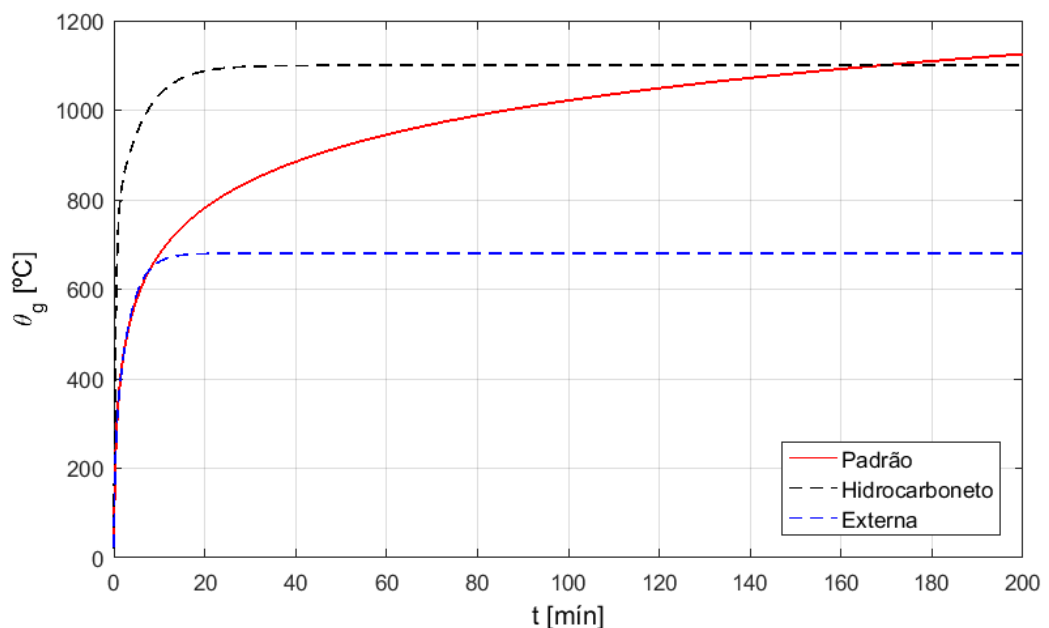


Figura 34 = Curvas de incêndio.

3.4 Desenvolvimento da temperatura do aço

Elementos de estruturas de aço sem proteção que apresentem distribuição equivalente de temperatura uniforme em sua seção transversal, devem ter seus aumentos de temperatura, $\Delta\theta_{a,t}$, calculados de acordo com o Eurocódigo 3 parte 1-2, [46], conforme a Equação (19)

$$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{net,d} \Delta t \quad (19)$$

onde:

k_{sh} fator de correção para efeito de sombra, calculado de acordo com a Equação (20);

A_m/V fator de massividade para elementos de aço não protegidos [1/m];

A_m área da superfície do elemento por unidade de comprimento [m^2/m];

V volume do elemento por unidade de comprimento [m^3/m];

$\dot{h}_{net,d}$ valor de cálculo do fluxo de calor efetivo por unidade de área [W/m^2];

Δt intervalo de tempo [s].

O fator de correção para efeito de sombra para vigas com seções em I deve ser determinado a partir da Equação (20)

$$k_{sh} = 0,9 \frac{[A_m/V]_b}{[A_m/V]} \quad (20)$$

em que:

$[A_m/V]_b$ fator de massividade calculado como se o perfil tivesse proteção em caixão.

A norma EN 1991 parte 1-2, [51], define o valor de cálculo do fluxo de calor efetivo por unidade de área, $\dot{h}_{net,d}$, como a interação entre o fluxo proporcionado pela convecção, $\dot{h}_{net,c}$, e a parcela devida à radiação, $\dot{h}_{net,r}$, conforme a Equação (21).

$$\dot{h}_{net,d} = \dot{h}_{net,c} + \dot{h}_{net,r} \quad (21)$$

O fluxo proporcionado pela convecção, $\dot{h}_{net,c}$, e pela radiação, $\dot{h}_{net,r}$, estão expressos respectivamente a seguir:

$$\dot{h}_{net,c} = \alpha_c(\theta_g - \theta_m) \quad (22)$$

$$\dot{h}_{net,r} = \phi \varepsilon_m \varepsilon_f \sigma [(\theta_r + 273)^4 - (\theta_m + 273)^4] \quad (23)$$

sendo:

α_c coeficiente de transferência de calor por convecção, para a curva de incêndio padrão, igual a 25 [W/m²K];

θ_g temperatura na proximidade da exposição ao fogo [°C];

θ_m temperatura na superfície do elemento [°C];

ϕ fator de forma, igual a 1,0;

ε_m emissividade do elemento, para aço igual a 0,7;

ε_f emissividade do compartimento de incêndio, igual a 1,0;

σ constante de Stephan Boltzmann, igual a 5,67(10⁻⁸);

θ_r temperatura efetiva de radiação na vizinhança do elemento, igual a θ_g [°C].

3.5 Domínios de verificação de segurança ao fogo

Elementos estruturais que estejam sob a ação de um carregamento mecânico juntamente com um incêndio, estão sujeitos a diminuição de sua capacidade resistente devido a degradação das propriedades mecânicas dos materiais [52] A fim de garantir a resistência da estrutura, o Eurocódigo 1 parte 1-2, [51], determina três domínios para a verificação da resistência ao fogo.

Para o domínio do tempo, o tempo de resistência ao fogo, $t_{fi,d}$, deve ser maior que o tempo dimensionado no projeto, $t_{fi,requ}$. Portanto, deve-se garantir que o tempo exigido para atingir a temperatura crítica, não seja alcançado nas estruturas projetadas.

$$t_{fi,d} \geq t_{fi,requ} \quad (24)$$

No domínio da resistência, o valor de projeto da resistência de um elemento em situação de incêndio em um dado tempo, $R_{fi,d,t}$, deve ser maior que o valor de projeto de ações de efeitos relevantes em situação de incêndio no mesmo período, $E_{fi,d,t}$.

$$R_{fi,d,t} \geq E_{fi,d,t} \quad (25)$$

Já o domínio da temperatura, o valor de projeto da temperatura crítica do material, $\theta_{cr,d}$, deve ser maior que o valor de projeto da temperatura do material, θ_d .

$$\theta_d \leq \theta_{cr,d} \quad (26)$$

3.6 Dimensionamento de vigas alveolares em temperatura ambiente

Para dimensionar uma viga alveolar, deve-se levar em consideração as equações propostas pelo Eurocódigo 3 parte 1-1, [53], para as seções da viga alveolar que apresente as características de uma viga sólida, ou seja, a parcela que não apresenta furos, e para a parte em que haja a presença de furos, o *Steel Construction Institute*, [33], e o *Draft* do Eurocódigo 3 parte 1-13, [54], apresentam os demais equacionamentos necessários para garantir a segurança da estrutura.

3.6.1 Regras para dimensionamento

O dimensionamento das vigas alveolares deve satisfazer tanto as verificações para a parte sólida da viga, quanto o dimensionamento adicional ocasionado por cada abertura na alma. Essa verificação adicional deve ser realizada através dos estados limites últimos das regiões afetadas pelos furos, para resistência à flexão global, ao corte, ao corte por mecanismo de *Vierendeel* e encurvadura do montante da alma [54].

Para além das verificações de segurança, o Eurocódigo 3 parte 1-13, [54], cita os limites de comprimento dos furos e limite mínimo da altura de um Tê, conforme a Tabela 3.

Tabela 3 – Dimensões máximas para diferentes formas de furos, adaptado de [54].

Tipo de abertura	Altura máxima da abertura (a_0)	Comprimento máximo da abertura (h_0)	Mínima altura da alma de um Tê (h_T)
Circular	$0.80h$	-	$h_T \geq \max \begin{cases} t_f + r + 10mm \\ t_f + 30mm \end{cases}$
Hexagonal	$0.75h$	$a_0 \leq 1.5h_0$	
Retangular	$0.75h$	$a_0 \leq 2.5h_0$	$h_T \geq a_0$

3.6.2 Classificação das seções

3.6.2.1 Classificação da seção sujeita à flexão global

A classificação das seções laminadas sujeitas a momento fletor puro deve ser feita a partir da seção transversal da viga, conforme presente na Figura 35, de maneira a respeitar limites estabelecidos pelo Eurocódigo 3 parte 1-1 para vigas sólidas e o *Draft* da parte 1-13, para as vigas alveolares.

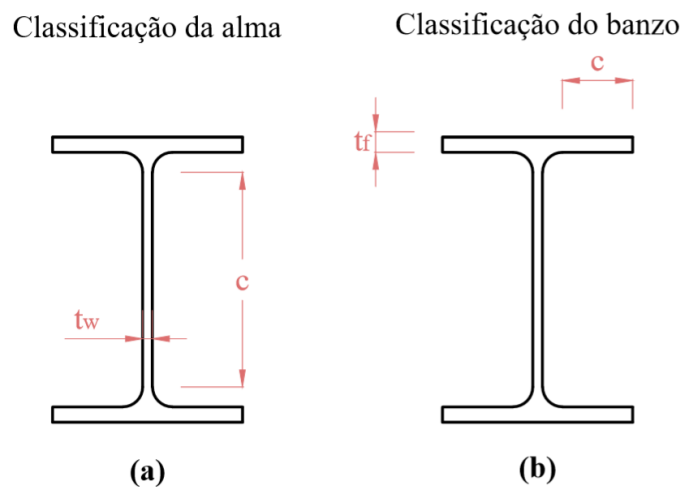


Figura 35 – Dimensões para classificação da seção da viga. (a) Classificação da alma. (b) Classificação do banzo.

A viga com a seção transversal sólida será classificada de acordo com a Tabela 4, em que o maior valor obtido entre as Classes, seja para a alma (elemento interno) ou para o banzo (elemento externo), definirá a classificação de sua seção.

Tabela 4 – Relações de dimensão para classificação de elementos internos e externos, adaptado de [53].

Classe	Componentes internos solicitados à flexão	Componentes externos solicitados à compressão
1	$c/t_w \leq 72 \sqrt{235/f_y}$	$c/t_f \leq 9 \sqrt{235/f_y}$
2	$c/t_w \leq 83 \sqrt{235/f_y}$	$c/t_f \leq 10 \sqrt{235/f_y}$
3	$c/t_w \leq 124 \sqrt{235/f_y}$	$c/t_f \leq 14 \sqrt{235/f_y}$
4	$c/t_w > 124 \sqrt{235/f_y}$	$c/t_f > 14 \sqrt{235/f_y}$

Na seção 2-Tê, o Eurocódigo 3 parte 1-13, utiliza de métodos de simplificação na classificação para evitar a dependência das aberturas, uma vez que os furos ao longo da alma são responsáveis por transformar a alma da viga em um elemento externo. Para tal, o Eurocódigo define que uma viga à flexão pura que tenha um banzo de Classe 1 ou 2 terá a alma classificada como de Classe 2, ignorando a parcela à compressão maior que $10t_w\sqrt{235/f_y}$. Para um banzo com Classe 3, a alma será classificada como Classe 3, ignorando a parcela à compressão maior que $14t_w\sqrt{235/f_y}$.

3.6.2.2 *Classificação da seção 2-Tê sujeita ao mecanismo de Vierendeel*

A classificação da alma do banzo da seção Tê em compressão é feita a depender do comprimento efetivo do Tê na abertura, a_t , e do comprimento da alma na seção Tê, h_{wT} . Para seções circulares adota-se o valor de $a_t = 0.7a_0$, [54].

A Tabela 5 representa os limites necessários para a classificação das almas dos Tês de acordo com cada geometria da seção, em que $\varepsilon = \sqrt{235/f_y}$.

Tabela 5 – Classificação das almas dos Tês, adaptado de [33].

Classe	Limite do comprimento da alma, h_{wT} , de acordo com o comprimento efetivo, a_t		
	$a_t \leq 32\epsilon t_w$	$32\epsilon t_w < a_t \leq 36\epsilon t_w$	$a_t > 36\epsilon t_w$
2	Sem limite		$h_{wT} \leq \frac{10\epsilon t_w}{\sqrt{1 - \left(\frac{32\epsilon t_w}{a_t}\right)^2}}$
3		Sem limite	$h_{wT} \leq \frac{14\epsilon t_w}{\sqrt{1 - \left(\frac{36\epsilon t_w}{a_t}\right)^2}}$
4		Sem limite	

3.6.3 Resistência plástica da seção

A resistência à encurvadura plástica na seção transversal de uma viga sólida, deve ser calculada de acordo com o Eurocódigo 1, parte 1-1, [53], a depender do módulo de flexão plástico da seção utilizada e da tensão de cedência de seu material.

$$M_{c,Rd,s} = \frac{W_y f_y}{\gamma_{M0}} \quad (27)$$

onde

γ_{M0} é o coeficiente parcial de segurança.

Para vigas alveolares com seções de Classe 1 e 2, o momento resistente plástico de um Tê, sem que haja a presença de esforços axiais, tão pouco esforços de corte consideráveis, deve ser calculado pela Equação (28),

$$M_{pl,Rd,1T} = \frac{A_{w,T} f_y}{\gamma_{M0}} (0.5h_{wT} + t_f - z_{pl}) + \frac{A_f f_y}{\gamma_{M0}} \left(0.5t_f - z_{pl} + \frac{z_{pl}^2}{t_f} \right) \quad (28)$$

O momento resistente plástico para a seção 2-Tê é definido como sendo um binário entre a resistência plástica na seção Tê, $N_{pl,Rd,1T}$, em que a distância entre as componentes de resistência é definida como a distância entre os eixos neutros plásticos de cada Tê, Z_c . A Figura 36 demonstra a distribuição da resistência plástica ao longo da seção 2-Tê.

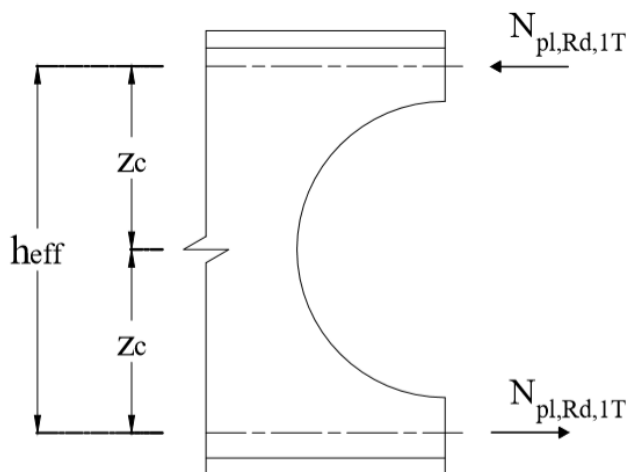


Figura 36 – Distribuição da resistência plástica na seção 2-Tê.

$$M_{c,Rd,2T} = 2N_{pl,Rd,1T}Z_c \quad (29)$$

Em que a resistência plástica de um Tê é definida pela Equação (30).

$$N_{pl,Rd,1T} = \frac{A_T f_y}{\gamma_{M0}} \quad (30)$$

No montante da alma, o momento resistente plástico no montante da alma é dado pela Equação (31), em que está diretamente relacionado com a espessura da alma, t_w , e da largura da mesma, w , ou seja, quanto maiores forem esses parâmetros, maior será sua resistência.

$$M_{wp,Rd} = \frac{w^2 t_w f_y}{6\gamma_{M0}} \quad (31)$$

3.6.4 Resistência ao corte

A resistência ao esforço de corte é definida pelo Eurocódigo 3 parte 1-1, [53], tanto para vigas sólidas, quanto para vigas alveolares e está expressa na Equação (32). Essa resistência é formulada de acordo com sua área de de corte da seção transversal, A_V , que varia para vigas com ou sem as furações, conforme a Figura 37.

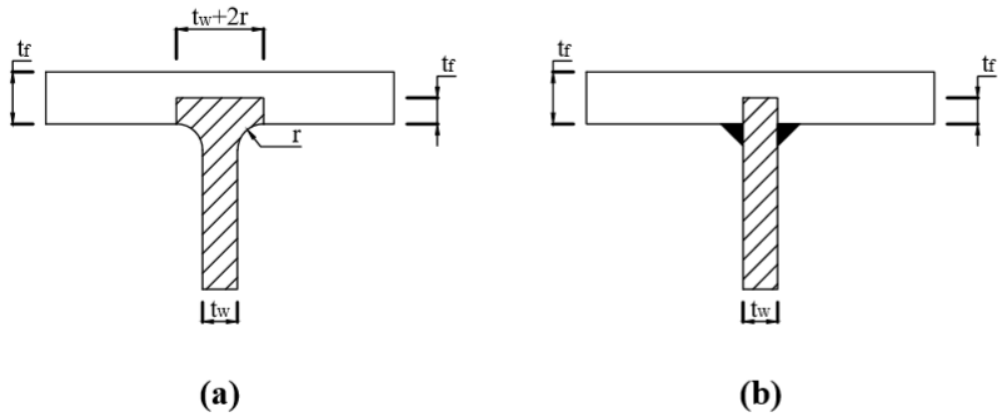


Figura 37 – Área da seção resistente ao corte, [33]. (a) Seções laminadas. (b) Seções soldadas.

$$V_{pl,Rd,2T} = \frac{A_V f_y}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \quad (32)$$

Em que a área de corte da seção transversal para vigas sólidas é definida como sendo a área da alma. E a área de corte para vigas laminadas nas seções 2-Tê, conforme a Equação (33).

$$A_V = 2A_T - 2bt_f + (2r + t_w)t_f \quad (33)$$

No montante da alma das vigas alveolares, o cálculo da resistência ao corte é feito de maneira similar à utilizada no Eurocódigo 3 parte 1-1, [53], porém com a área de influência ao corte definida pela multiplicação da espessura da alma, t_w , pelo comprimento do montante de alma, S_0 ,

$$V_{wp,Rd} = \frac{(t_w w) f_y}{\gamma_{M0} \sqrt{3}} \quad (34)$$

3.6.5 Resistência ao mecanismo de *Vierendeel*

Para o cálculo da resistência ao mecanismo de *Vierendeel*, deve-se definir um retângulo equivalente determinado a partir da geometria dos furos, conforme a Tabela 6.

Tabela 6 – Dimensões do retângulo equivalente para o cálculo da resistência ao mecanismo de *Vierendeel*, adaptado de [54].

Forma da abertura	Largura equivalente da abertura, a_{eq}	Altura equivalente da abertura, h_{eq}
Circular	$0.45a_0$	$0.90a_0$
Circular alongado	$a_0 - 0.55h_0$	$0.90h_0$
Retangular	a_0	h_0

O cálculo da resistência ao mecanismo de *Vierendeel* é definido de acordo com a Equação (34) e depende diretamente da resistência à flexão no Tê inferior e superior e da largura equivalente da abertura.

$$V_{Vie,Rd} = \frac{(2M_{NV,b,Rd} + 2M_{NV,t,Rd})}{a_{eq}} \quad (35)$$

Onde $M_{NV,b,Rd}$ e $M_{NV,t,Rd}$ são a resistência à flexão do Tê inferior e superior, respectivamente, reduzido pelos efeitos de tração e compressão, conforme a Equação (36) para a resistência plástica e Equação (37) para a resistência elástica.

$$M_{NV,Rd} = M_{pl,Rd,1T} \left(1 - \left(\frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} \right)^2 \right) \quad (36)$$

$$M_{NV,Rd} = M_{el,Rd,1T} \left(1 - \frac{N_{Ed}}{N_{el,Rd}} \right) \quad (37)$$

Em que $M_{pl,Rd,1T}$ e $M_{el,Rd,1T}$ são as resistências plástica e elástica à flexão da seção Tê utilizando o menor valor entre o comprimento real da alma da seção Tê e o limite para a Classe 2 e 3, respectivamente, de acordo com a Tabela 5, e utilizando a espessura efetiva da alma, $t_{w,eff}$. $N_{pl,Rd}$ e $N_{el,Rd}$ são a resistência plástica e elástica do Tê utilizando o menor valor entre o comprimento real da alma da seção Tê e o limite para a Classe 2 e 3, respectivamente, de acordo com a Tabela 5, utilizando a espessura efetiva da alma, $t_{w,eff}$. N_{Ed} é o valor de projeto da força compressão ou tração axial devido à flexão global atuando no centro da abertura.

$$t_{w,eff} = t_w \left(1 - \left(\frac{2V_{Ed}}{V_{o,pl,Rd}} - 1 \right)^2 \right) \quad (38)$$

3.6.6 Resistência à encurvadura lateral torsional

O cálculo da resistência de uma viga à encurvadura lateral torsional de Classe 1 ou 2 e sem restrições laterais, é feito da mesma maneira, tanto para vigas alveolares quanto para vigas sólidas. Esse cálculo é resultado da multiplicação do momento plástico da seção por um fator de correção, conforme presente abaixo:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \frac{W_y f_y}{\gamma_{M1}} \quad (39)$$

Em que χ_{LT} é o coeficiente de redução de resistência à encurvadura lateral calculado pela Equação (40), W_y é o $W_{pl,y}$ da seção e γ_{M1} é o coeficiente parcial de segurança para resistência dos elementos à encurvadura.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \text{ e } \chi_{LT} \leq 1.0 \quad (40)$$

Sendo

$$\Phi_{LT} = 0.5[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2] \quad (41)$$

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y f_y}{M_{cr}}} \quad (42)$$

Onde α_{LT} é o fator de imperfeição para encurvadura lateral, $\bar{\lambda}_{LT}$ é a esbelteza normalizada para encurvadura lateral torsional e M_{cr} é o momento crítico elástico de encurvadura lateral, calculado conforme a Equação (43).

Para definir o fator de imperfeição, primeiramente deve-se definir a curva de encurvadura utilizada, para as vigas sólidas utiliza-se os limites e o tipo de seção utilizada

de acordo com a Tabela 7. Para as vigas alveolares, o Eurocódigo 3 parte 1-13, [54], sugere a utilização da curva ‘c’ para seção simétrica laminada e curva ‘d’ para demais casos.

Tabela 7 – Curvas de encurvadura para o caso geral, [53].

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

Após a determinação da curva de encurvadura, deve-se utilizar o valor obtido para determinar o fator de imperfeição conforme a Tabela 8.

Tabela 8 – Fatores de imperfeição para encurvadura lateral, [53].

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

O momento crítico elástico para elementos submetidos à flexão em torno do eixo de maior inércia, com seções simétricas em relação ao eixo de menor inércia, pode ser calculado de acordo com a Equação (43), [55].

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_z}{(k_z L)^2} \left\{ \sqrt{\left[\left(\frac{k_z}{k_w} \right)^2 \frac{I_w}{I_z} + \frac{(k_z L)^2 G I_t}{\pi^2 EI_z} + (C_2 z_g - C_3 z_j)^2 \right]} - (C_1 z_g - C_3 z_j) \right\} \quad (43)$$

Sendo C_1 , C_2 e C_3 fatores dependentes da forma do diagrama de momentos e das condições de apoio (Figura 38), I_z o momento de inércia em relação ao eixo de menor inércia, I_w a constante de empenamento, I_t a constante de torção, G o módulo de cisalhamento, z_g a distância entre o ponto de aplicação da força e o centro geométrico, z_j um parâmetro que traduz o grau de assimetria da seção em relação ao eixo de maior inércia (igual a zero para seções simétricas).

Os fatores k_z e k_w são fatores do comprimento efetivo dependentes dos apoios de extremidade. O fator k_z está relacionado com as rotações nas seções extremas em torno do eixo de menor inércia, já o fator k_w está relacionado à restrição ao empenamento nas mesmas seções. Tais fatores tem valores de 0.5 para deformações impedidas, 1.0 para deformações livres e 0.7 para os casos de deformações livres em uma extremidade e impedidas na outra.

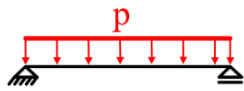

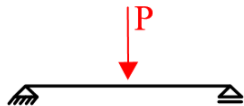

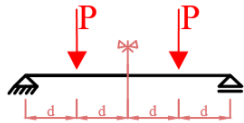

Carregamento e condições de apoio	Diagrama de momentos	k_z	C_1	C_2	C_3
		1.0	1.12	0.45	0.525
		0.5	0.97	0.36	0.478
		1.0	1.35	0.59	0.411
		0.5	1.05	0.48	0.338
		1.0	1.04	0.42	0.562
		0.5	0.95	0.31	0.539

Figura 38 – Coeficientes para viga com a presença de carregamento transversal, adaptado de [56].

Para vigas em balanço, deve-se adotar os coeficiente de $k_z = 2.0$, $k_w = 1.0$, $C_1 = 4.10$ e $C_2 = 0.83$ para vigas submetidas a carga linearmente distribuída e $C_1 = 2.56$ e $C_2 = 0.43$ para uma força pontual na extremidade, [57].

3.6.7 Resistência à encurvadura do montante de alma

O modelo adotado para o cálculo da resistência do montante de alma das vigas celulares é baseado nas seguintes premissas: A tensão de cisalhamento longitudinal presente no montante da alma é considerada igual à tensão de compressão que também atua no montante da alma; o comprimento efetivo da alma, que varia de acordo com o espaçamento entre as furações, é onde ocorre a encurvadura; nos casos em que haja furações assimétricas, pode haver uma adição de uma tensão de flexão no montante da alma, [33]. O cálculo da resistência à encurvadura é apresentado em EN 1993-1-1, [53], e pode ser calculado como:

$$N_{wp,Rd} = \chi \frac{A f_y}{\gamma_{M1}} \quad (44)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \text{ e } \chi \leq 1.0 \quad (45)$$

$$\phi = 0.5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] \quad (46)$$

em que:

χ coeficiente de redução para o modo de encurvadura a ser utilizado;

A área da seção transversal a ser utilizada, definida abaixo;

ϕ um número adimensional para o cálculo de χ ;

$\bar{\lambda}$ esbelteza normalizada;

α fator de imperfeição, que varia de acordo com a curva de encurvadura, presente na Tabela 9.

Tabela 9 – Fatores de imperfeição para as curvas de encurvadura.

Curva de encurvadura	a_0	a	b	c	d
Fator de imperfeição α	0.13	0.21	0.34	0.49	0.76

O SCI divide em três casos de cálculo de A e $\bar{\lambda}$, sendo eles: quando os furos são muito espaçados, quando os furos são pouco espaçados e quando os furos são assimétricos, que não é caso do presente trabalho. Em ambos os casos em que os furos são simétricos, o SCI indica a utilização da curva de encurvadura “b” para vigas fabricadas a partir da laminação a quente e a curva “c” para as vigas que sejam fabricadas a partir de chapas de aço, [33].

3.6.7.1 Furos pouco espaçados

Para o cálculo da resistência de vigas celulares que apresentem furos pouco espaçados, ou seja, a distância entre furações é menor ou igual ao diâmetro dos furos, a área (A) e a esbelteza normalizada ($\bar{\lambda}$) a serem utilizadas estão expressas a seguir, [33]:

$$A = wt_w \quad (47)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{1.75\sqrt{w^2 + a_0^2}}{t_w} \frac{1}{\lambda_1} \quad (48)$$

Onde λ_1 é a esbelteza de referência para o cálculo da esbelteza normalizada, dado em EN 1993-1-1, [53], por:

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{\frac{E}{f_y}} = 94\varepsilon \quad (49)$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (50)$$

3.6.7.2 Furos muito espaçados

Para o caso de furos circulares muito espaçados, ou seja, a distância entre furações é maior que o diâmetro dos furos, a área (A) e a esbelteza normalizada ($\bar{\lambda}$) utilizadas para o cálculo estão expressas a seguir, [33]:

$$A = 0.5a_0t_w \quad (51)$$

$$\bar{\lambda} = \frac{2.5a_0}{t_w} \frac{1}{\lambda_1} \quad (52)$$

onde:

λ_1 é a esbelteza de referência de acordo com a Equação (51).

3.7 Dimensionamento de vigas alveolares em temperaturas elevadas

Nas situações de temperaturas elevadas, os cálculos para o dimensionamento das vigas sólidas e alveolares, devem ser feitos de acordo com o Eurocódigo 3 parte 1-2, [46] e com o *Draft* do Eurocódigo 3 parte 1-13, [54], respectivamente.

O *Draft* do Eurocódigo 3 orienta que os cálculos das resistências devem ser atualizados com as propriedades dos materiais para dada temperatura, substituindo os valores de f_y por $f_{y,\theta}$, E por E_θ e γ_{M0}, γ_{M1} por $\gamma_{M,fi}$, conforme em 3.2.1 .

Para a classificação das seções em temperaturas elevadas, deve-se utilizar o mesmo procedimento adotado em 3.6.2.1, porém com a atualização de ε para ε_{fi} , conforme a equação abaixo.

$$\varepsilon_{fi} = 0.85 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (53)$$

3.7.1 Resistência plástica da seção

O valor do momento resistente, $M_{fi,\theta,Rd}$, para seções de Classe 1 ou 2, em temperatura uniforme, é definido como o momento resistente da seção bruta corrigida por fatores de redução para cada temperatura, conforme apresentado abaixo:

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} \left[\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right] M_{Rd} \quad (54)$$

em que:

$k_{y,\theta}$ fator de redução da tensão de cedência do aço para uma temperatura θ ;

$\gamma_{M,fi}$ coeficiente parcial em situação de incêndio;

M_{Rd} momento plástico resistente da seção transversal bruta à temperatura ambiente ou momento resistente reduzido por conta dos efeitos de esforço transversal.

3.7.2 Resistência à encurvadura lateral torsional

A resistência à encurvadura lateral torsional para temperaturas elevadas em um dado instante t , sem travamento lateral com uma seção transversal de Classe 1 ou 2, deve ser calculada conforme a equação abaixo.

$$M_{b,fi,t,Rd} = \chi_{LT,fi} \frac{W_{pl,y} k_{y,\theta,com} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad (55)$$

com:

$k_{y,\theta,com}$ fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura máxima no banzo comprimido, podendo admitir, de modo conservativo, essa temperatura igual a temperatura uniforme;

$\chi_{LT,fi}$ coeficiente de redução para encurvadura lateral em temperaturas elevadas, definido pela equação abaixo:

$$\chi_{LT,fi} = \frac{1}{\varphi_{LT,\theta,com} + \sqrt{(\varphi_{LT,\theta,com})^2 - (\bar{\lambda}_{LT,\theta,com})^2}} \quad (56)$$

com

$$\varphi_{LT,\theta,com} = \frac{1}{2} \left[1 + \alpha \bar{\lambda}_{LT,\theta,com} + (\bar{\lambda}_{LT,\theta,com})^2 \right] \quad (57)$$

$$\alpha = 0.65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (58)$$

$$\bar{\lambda}_{LT,\theta,com} = \bar{\lambda}_{LT} \sqrt{\frac{k_{y,\theta,com}}{k_{E,\theta,com}}} \quad (59)$$

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

3.7.3 Resistência à encurvadura do montante da alma

A resistência à encurvadura do montante da alma para um elemento sujeito à temperatura uniforme com uma seção transversal de Classe 1, 2 ou 3 deverá ser determinado de acordo com a seguinte equação.

$$N_{b,wp,fi,Rd} = \chi_{wp,fi} \frac{A k_{y,\theta} f_y}{\gamma_{M,fi}} \quad (60)$$

Onde $\chi_{wp,fi}$ é o coeficiente de redução à encurvadura do montante da alma em situação de incêndio, definido pela Equação (61) e $k_{y,\theta}$ o fator de redução para tensão de cedência do aço em uma temperatura elevada.

$$\chi_{wp,fi} = \frac{1}{\Phi_\theta + \sqrt{\Phi_\theta^2 - \bar{\lambda}_\theta^2}} \quad (61)$$

com

$$\Phi_\theta = 0.5[1 + \alpha \bar{\lambda}_\theta + \bar{\lambda}_\theta^2] \quad (62)$$

$$\alpha = 0.65 \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (63)$$

$$\bar{\lambda}_\theta = \bar{\lambda} \sqrt{\frac{k_{y,\theta}}{k_{E,\theta}}} \quad (64)$$

3.7.4 Resistência ao esforço transversal

O cálculo da resistência do esforço de corte, $V_{fi,t,Rd}$, para vigas com seções de Classe 1 ou 2 em temperatura elevada, é definido como a resistência ao esforço transversal à temperatura ambiente, atualizado com fatores de correção, conforme demonstrado abaixo:

$$V_{fi,t,Rd} = k_{y,\theta} \left[\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right] V_{Rd} \quad (65)$$

Sendo que V_{Rd} é o valor calculado da resistência ao esforço de corte na seção bruta à temperatura ambiente.

3.8 Métodos analíticos para o cálculo da tensão crítica no montante da alma

3.8.1 Lawson

Lawson desenvolveu um modelo baseado no “Strut Model”, que se baseia em campos de compressão, e que foi calibrado com uma análise, feita através de elementos finitos. A presença de forças horizontais no meio do montante de alma gera tensões de compressão e tração, conforme Figura 39, [58].

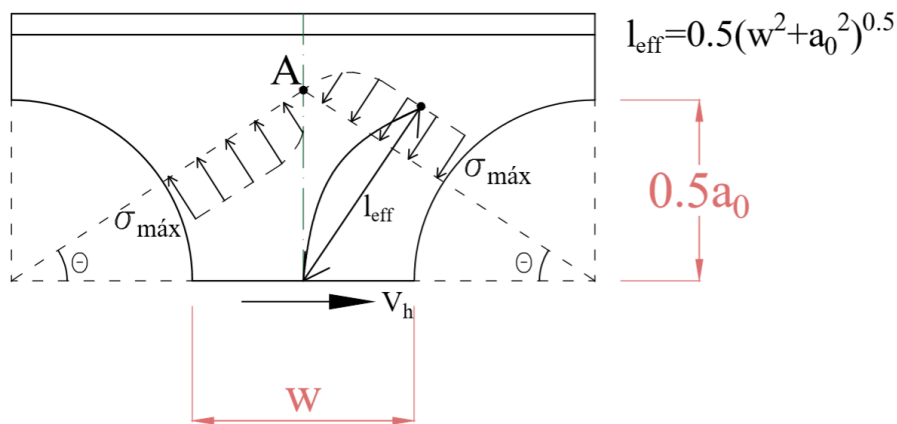


Figura 39 – Modelo de encurvadura do montante da alma, adaptado de [58].

O ângulo para que a tensão de compressão seja máxima está diretamente relacionado com o comprimento do montante de alma, geralmente variando entre 25° e 40° em relação a horizontal, [58].

Com o equilíbrio horizontal entre as tensões de compressão e tração, $\sigma_{c,t}$, e a tensão de corte, τ , em um ângulo θ , pode-se calcular o valor da força de corte presente no meio do montante da alma, como expresso a seguir:

$$V_h = (\sigma_{c,t} \operatorname{sen} \theta + \tau \operatorname{cos} \theta) \left(\frac{S}{\operatorname{cos} \theta + a_0} \right) t_w \quad (66)$$

Ao se fazer o equilíbrio de momentos no ponto A, que se encontra na interseção entre os dois planos gerados a partir do ângulo θ (como apresentado na Figura 39) e assumindo tensões uniformes no montante da alma, obtém-se:

$$V_h \frac{S}{2} \tan \theta = \sigma_{c,t} t_w \left(\frac{S/\operatorname{cos} \theta - a_0}{2} \right)^2 \quad (67)$$

O ângulo para qual a tensão de compressão ou de tração seja máxima acontece quando a tensão de corte é igual a zero, [58]. Para tal, ao substituir a Equação (66) na (67), tem-se a seguinte relação:

$$\operatorname{cos} \theta = \frac{a_0}{4S} + \sqrt{\left(\frac{a_0}{4S} \right)^2 + 0.5} \quad (68)$$

A tensão de compressão máxima, devida a tensão de corte presente no meio do montante de alma, τ_h , é dada pela seguinte expressão:

$$\sigma_{máx} = \tau_h \left[\frac{(S - a_0) \operatorname{cos} \theta}{(S - a_0 \operatorname{cos} \theta) \operatorname{sen} \theta} \right] \quad (69)$$

em que:

$$\tau_h = \frac{V_h}{wt_w} \quad (70)$$

3.8.2 Bitar

Bitar assumiu que a força de corte existente no montante da alma, V_h , gera uma máxima tensão de compressão que se concentra em uma seção horizontal presente a uma altura, d_w , em relação ao centro do montante da alma, como mostrado na Figura 40, [59].

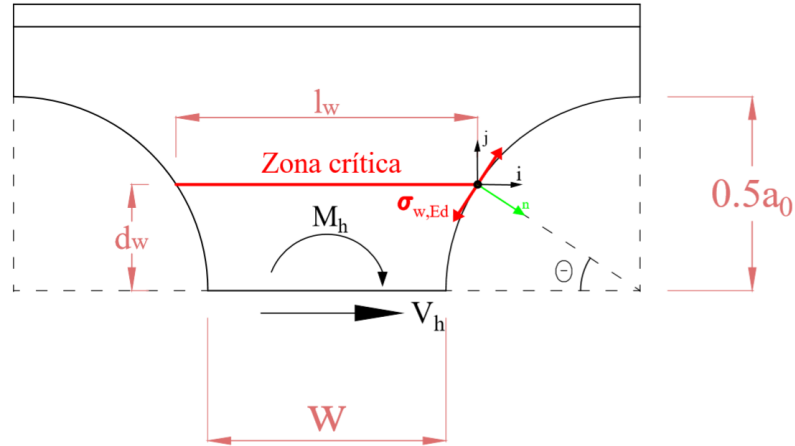


Figura 40 – Modelo de encurvadura do montante da alma, adaptado de [59].

A posição para a seção crítica é estabelecida pela seguinte equação:

$$d_w = \frac{a_0}{2} + \sqrt{\frac{\sqrt{(S/a_0)^4 + 8(S/a_0)^2} - 2 - (S/a_0)^2}{2}} \quad (71)$$

O comprimento da seção crítica, l_w , pode ser calculado por:

$$l_w = a_0 \left(\left(\frac{S}{a_0} \right) - \sqrt{1 - \left(\frac{2d_w}{a_0} \right)^2} \right) \quad (72)$$

A tensão de compressão principal, $\sigma_{w,Ed}$, na seção crítica da alma é calculada da seguinte maneira:

$$\sigma_{w,Ed} = \frac{6M_{w,Ed}}{l_w^2 t_w \left(1 - 4 \left(\frac{d_w}{a_0} \right)^2 \right)} \quad (73)$$

Em que $M_{w,Ed}$ é o momento fletor na seção crítica, representado pela equação a seguir:

$$M_{w,Ed} = V_h d_w + M_h \quad (74)$$

onde:

V_h é a força de corte horizontal presente no meio do montante de alma;

M_h é o momento fletor presente no meio do montante de alma, sendo para seções simétricas é igual a 0.

3.8.3 *Strut Model*

O *Strut Model* confere a estabilidade da alma a partir das curvas de encurvadura da norma BS 5950-1, [60], em que forças de compressão e de tração agem no montante da alma em diagonais, conforme Figura 41. O modelo de cálculo consiste em utilizar a força de corte presente no Tê superior para calcular a tensão de compressão que está presente na estrutura, [29]. A estrutura diagonal em compressão que serve de base para os cálculos da instabilidade no montante da alma está ilustrada na Figura 42.

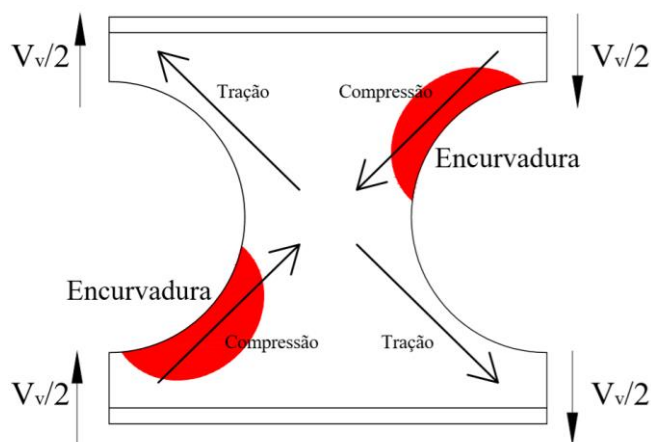


Figura 41 – Comportamento no montante da alma para encurvadura, adaptado de [29].

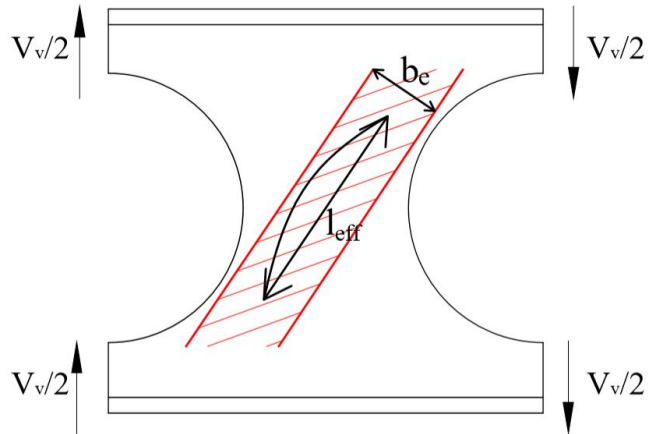


Figura 42 – *Strut Model* para encurvadura do montante da alma, adaptado de [29].

O comprimento efetivo da estrutura, b_e , é tomado como a metade do comprimento total do montante de alma, baseado em informações empíricas da literatura, [61], sendo:

$$b_e = \frac{w}{2} \quad (75)$$

A tensão de compressão pode ser calculada como:

$$\sigma = \frac{V_v/2}{b_e t_w} = \frac{V_v}{w t_w} \quad (76)$$

Onde V_v é a força de corte atuante na estrutura;

3.8.1 Resistência segundo o Eurocódigo

O cálculo da resistência à tensão de compressão foi adaptado da norma EN 1993-1-1, [53], para a resistência de elementos à encurvadura, dividindo a Equação (77) pela área aferida a fim de calcular a tensão resistente de compressão do montante da alma, $\sigma_{Rd,wp}$, conforme a seguinte equação:

$$\frac{N_{wp,Rd}}{A} = \sigma_{Rd,wp} = \chi \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (77)$$

3.9 Resultados dos métodos simplificados

Os cálculos feitos a partir dos métodos simplificados para as análises da capacidade resistente das vigas alveolares foram feitos utilizando o perfil IPE 220, de acordo com o Eurocódigo 3 parte 1-1, [53], SCI-P355, [33], e Eurocódigo 3 parte 1-13, [54], para temperatura ambiente e o Eurocódigo 3 parte 1-2, [46], e Eurocódigo 3 parte 1-13 para temperaturas elevadas.

Nas Figura 43 e Figura 44 são demonstradas as variações do momento resistente plástico e da resistência ao corte da seção 2-Tê, respectivamente. Para tais gráficos, utilizou-se de uma distância entre furações fixa e igual a $1.0h$, variando o diâmetro das aberturas e analisando três diferentes alturas, iguais a $1.0h$, $1.2h$ e $1.4h$.

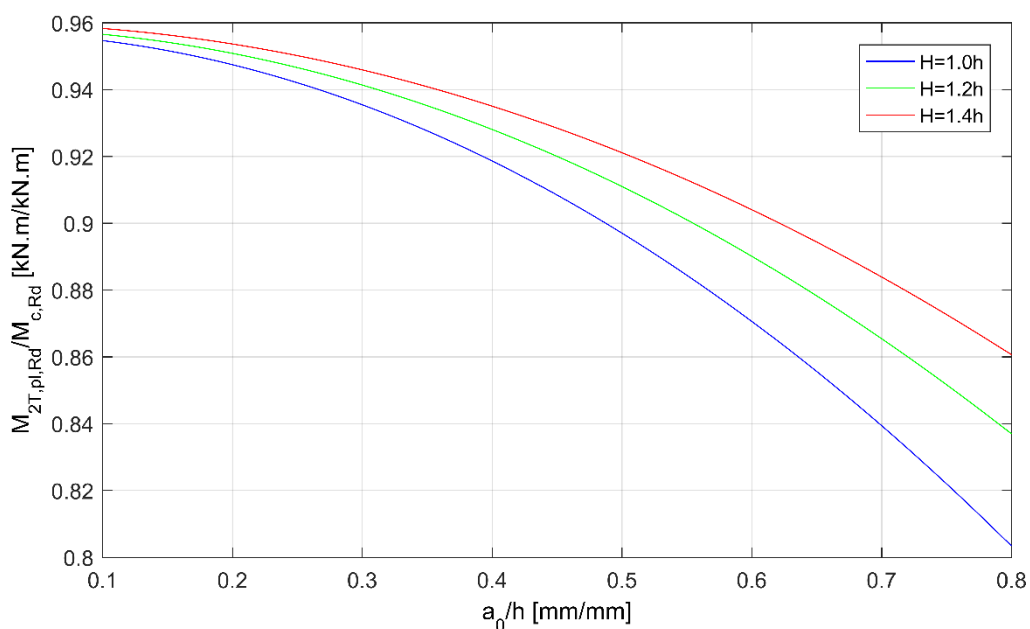


Figura 43 – Variação do momento resistente plástico da seção 2-Tê pelo diâmetro.

Para os resultados do momento resistente, observa-se um decréscimo na resistência da seção a medida em que aumenta o diâmetro da abertura, diminuindo então a área da seção transversal. O aumento da altura da viga é responsável diretamente por aumentar a área da seção 2-Tê, acarretando em maiores valores de resistência, conforme observado nas curvas a cima.

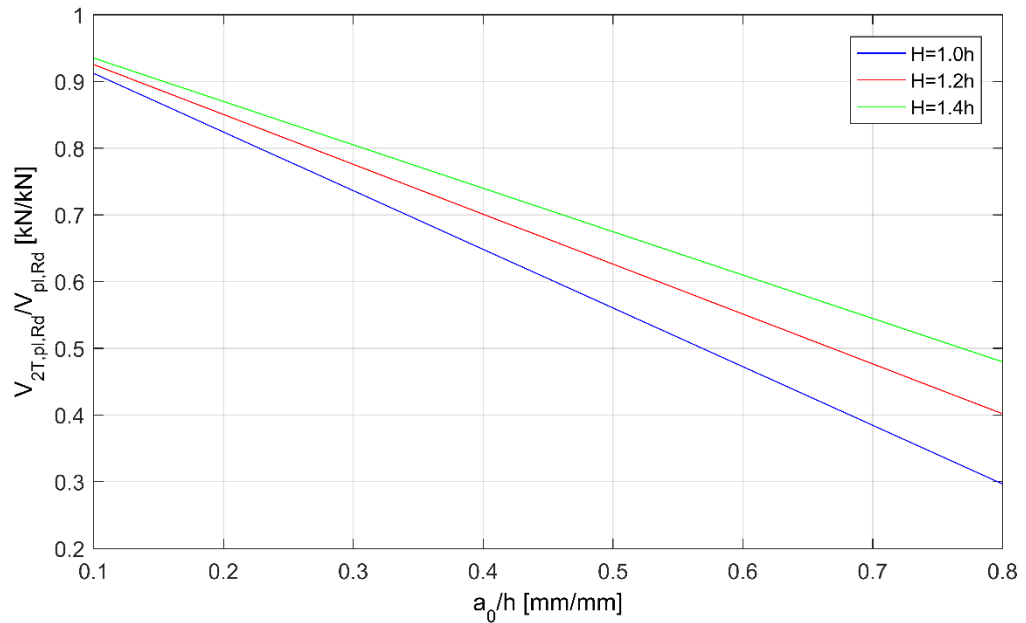


Figura 44 – Variação da resistência plástica ao corte da seção 2-Tê pelo diâmetro.

O comportamento das curvas de resistência ao corte da seção 2-Tê apresenta-se de maneira semelhante às curvas de resistência ao momento plástico, porém esta, de maneira linear. Por outro lado, a diminuição da área de resistência ao corte ocasionada pelo aumento dos diâmetros das furações, representa um impacto muito superior na perda da resistência da seção quando comparado com a perda da resistência pelo momento plástico.

As Figura 45-(a) e Figura 45-(b) representam o comportamento da resistência do montante da alma com a variação das geometrias, mantendo o montante da alma na classificação de furos poucos espaçados. Primeiramente, na Figura 45-(a) adotou-se três valores de espaçamentos entre furos observando a conduta da resistência para cada valor de diâmetro variado. Na Figura 45-(b), observou-se a resistência a partir da variação do espaçamento entre furos para os valores de $a_0 = 0.5h$, $a_0 = 0.6h$ e $a_0 = 0.7h$. O valor da altura final se manteve o mesmo durante a análise por não influenciar na resistência, em que esta depende exclusivamente das dimensões do montante da alma.

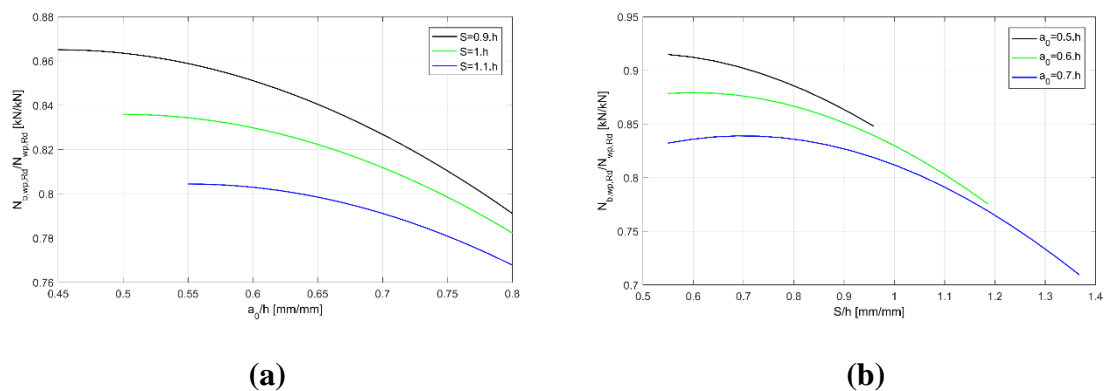


Figura 45 - Variação da resistência à encurvadura do montante da alma.(a) Pelo diâmetro. (b) Pelo espaçamento entre furos.

Conforme observado nos gráficos anteriores, pode-se observar que o aumento do diâmetro da furação e o aumento do espaçamento entre furos são responsáveis por diminuir a razão entre a resistência a encurvadura e a resistência plástica do montante.

A Tabela 10 apresenta a influência da temperatura de 500 °C para as resistências plásticas do momento e ao corte da seção 2-Tê, utilizando as alturas de 1.0h, 1.2h e 1.4h e os diâmetros iguais a 0.6h e 0.8h. Vale ressaltar que as resistências da seção 2-Tê não são influenciadas pelo espaçamento entre furos, fator portanto, irrelevante para esta análise.

Tabela 10 – Influência da temperatura na capacidade resistente da seção 2-Tê

H	a_0	$M_{c,Rd,2T}$ [kN.m]	$M_{fi,\theta,Rd,2T}$ [kN.m]	$V_{pl,Rd,2T}$ [kN]	$V_{fi,t,Rd,2T}$ [kN]
		20 °C	500 °C	20 °C	500 °C
1.0h	0.6h	78.30	61.07	121.70	94.93
	0.8h	72.25	56.36	76.40	59.59
1.2h	0.6h	101.26	78.98	167.00	130.26
	0.8h	95.21	74.27	121.70	94.93
1.4h	0.6h	125.95	98.24	212.30	165.60
	0.8h	119.90	93.52	167.00	130.26

Por serem valores exclusivamente dependentes da tensão de cedência, sendo, portanto, independentes do módulo de elasticidade, já se esperava que as resistências calculadas seguissem um padrão de redução com o aumento de temperatura. Esse padrão de redução é descrito no Eurocódigo 3 parte 1-2, conforme descrito anteriormente em 3.2.1 obedecendo

o valor de 0.78 para a temperatura de 500 °C que pode ser confirmado pelos resultados obtidos na Tabela anterior.

A Tabela 11 apresenta a influência das temperaturas de 400 °C, 500 °C, 600 °C e 700 °C para a resistência à encurvadura do montante da alma usufruindo de dois valores de S (0.9h e 1.1h) e três valores de a_0 (0.6h, 0.7h e 0.8h).

Tabela 11 – Influência da temperatura na capacidade resistente do montante da alma.

S	a_0	$N_{b,f,i,t,Rd}$ [kN]				
		20 °C	400 °C	500 °C	600 °C	700 °C
0.9h	0.6h	100.09	76.05	60.88	35.13	16.36
	0.7h	64.82	48.23	38.75	22.22	10.29
	0.8h	31.01	22.44	18.12	10.31	4.73
1.1h	0.6h	169.22	114.89	92.62	52.82	24.30
	0.7h	133.88	89.77	72.49	41.23	18.91
	0.8h	98.11	64.30	52.08	29.47	13.44

Diferentemente das resistências plásticas da seção 2-Tê, a resistência do montante da alma, além de depender da tensão de cedência do material, também depende de seu módulo de elasticidade, portanto, existe a necessidade de atualizar ambos os fatores para cada temperatura analisada.

A medida em que diminui o montante da alma, além de diminuir a resistência suportada pela viga, a intensidade em que essa resistência é diminuída pela presença de temperatura elevada, é aumentada, gerando menores valores de resistência. É válido notar a proximidade desses valores de redução com os fatores de redução para o módulo de elasticidade, independentemente da temperatura.

Capítulo 4: PROGRAMA EXPERIMENTAL

4.1 Introdução

Os ensaios experimentais realizados no Instituto Politécnico de Bragança tiveram como objetivo a análise das vigas submetidas a um carregamento pontual até o seus respectivos colapsos, conforme a imagem abaixo. Os ensaios realizados foram efetuados à escala real visando obter o comportamento dos montantes da alma para diferentes geometrias.

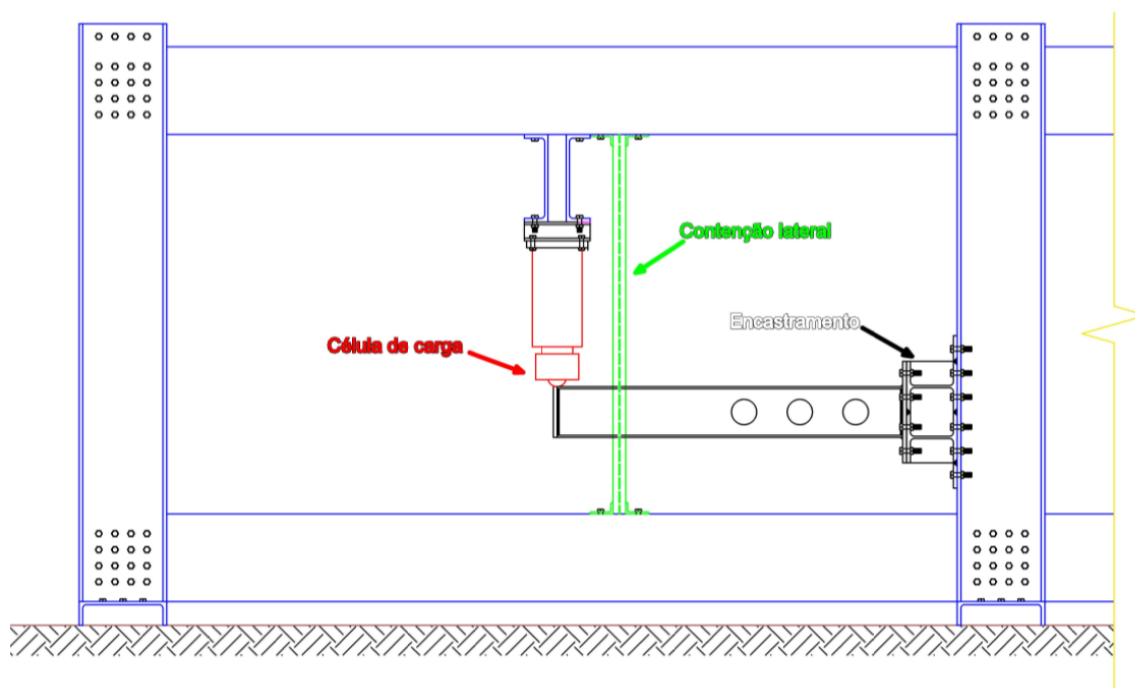


Figura 46 – Esquema de ensaio.

As vigas foram produzidas a partir de perfis IPE 220 seguindo as geometrias presentes na Tabela 12. Foram produzidas 1 viga sólida e 8 vigas alveolares com apenas 3 furos em cada, a fim de otimizar o processo de execução. Os furos foram fabricados por corte de plasma com o auxílio da CNC (Figura 48), o mais próximo da extremidade encastrada, uma

vez que em uma estrutura encastrada o momento fletor máximo se encontra justamente próximo ao encastramento.

Em sua extremidade livre foi soldada uma placa de reforço utilizando o banzo de um HE 220 B. O mesmo se aplica para a extremidade de encastramento, porém esta, utilizada para aparafusar juntamente ao suporte, utilizando 12 parafusos M20 de Classe 8.8.

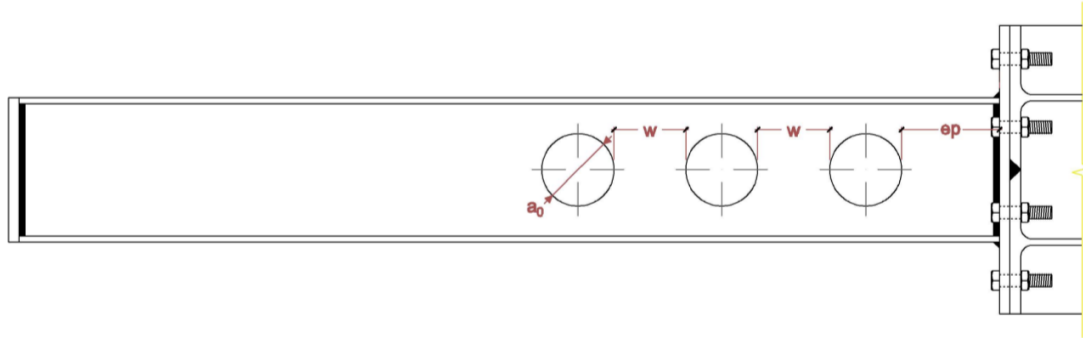


Figura 47 – Nomenclatura das dimensões.

Tabela 12 – Posicionamento das furações.

Vigas	a0	w	ep
B1	-	-	-
B2	110.0	110.0	150.0
B3	110.0	132.0	150.0
B4	132.0	66.0	150.0
B5	132.0	88.0	150.0
B6	132.0	110.0	150.0
B7	140.8	57.2	150.0
B8	140.8	79.2	150.0
B9	140.8	101.2	150.0



Figura 48 – Corte dos furos com plasma.

Para a realização dos ensaios utilizou-se da aplicação de um carregamento mecânico na extremidade livre de cada viga com um sistema hidráulico de controle de potência com um atuador de duplo efeito e uma célula de carga em sua extremidade, presente no pórtico de reação do Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais do Instituto Politécnico de Bragança. A Figura 49 ilustra o *setup* experimental utilizado.



Figura 49 – *Setup* experimental.

A estrutura utilizada nos ensaios consiste em um elemento com uma extremidade livre e a outra encastrada. O encastramento é garantido pela presença de uma placa soldada na viga ensaiada e aparafusada no suporte, o qual é aparafusado no pórtico de reação presente no laboratório de estrutura. A Figura 50 ilustra o encastramento da viga no suporte a fim de impedir os deslocamentos e rotações nessa extremidade e a Figura 51 o *design* do suporte fabricado.



Figura 50 – Simulação do encastramento nos testes experimentais.

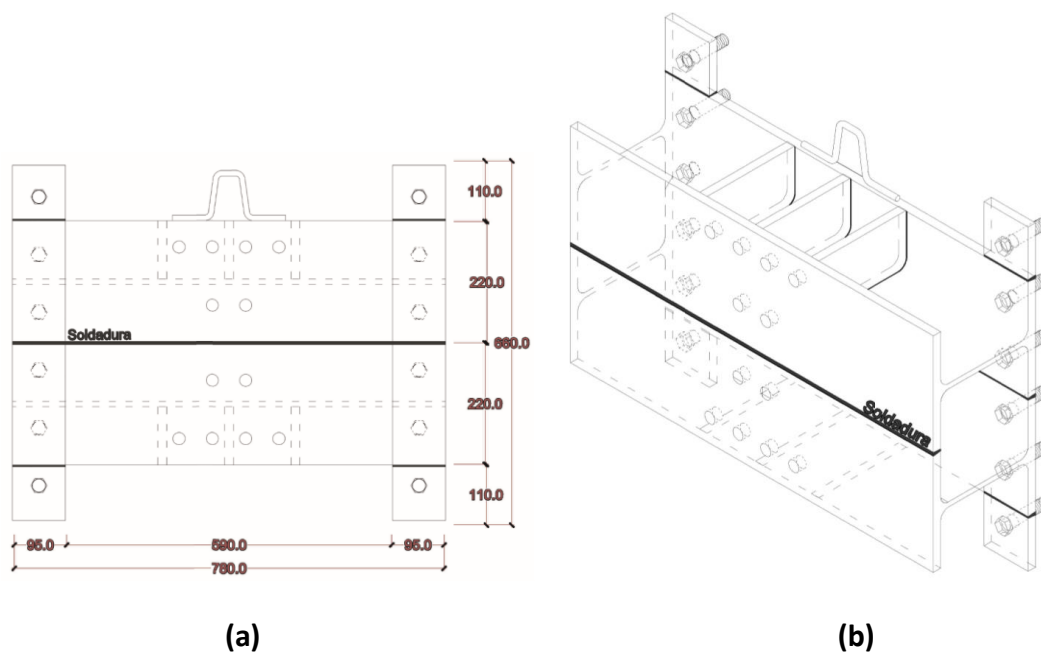


Figura 51 – Suporte para fixação do pórtico. (a) Vista frontal. (b) Perspectiva isométrica.

Para evitar deslocamentos laterais e conseqüente encurvadura lateral torsional, optou-se por incluir uma contenção lateral mais próxima possível da extremidade livre, uma vez que a presença do atuador de carga impediria a presença da contenção na extremidade da viga. As contenções laterais consistiram em duas vigas IPE 100 posicionadas verticalmente em seu eixo de maior inércia, com seu travamento feito na base e no topo do pórtico, impedindo que as vigas ensaiadas se deslocassem lateralmente, conforme presente na Figura 52.

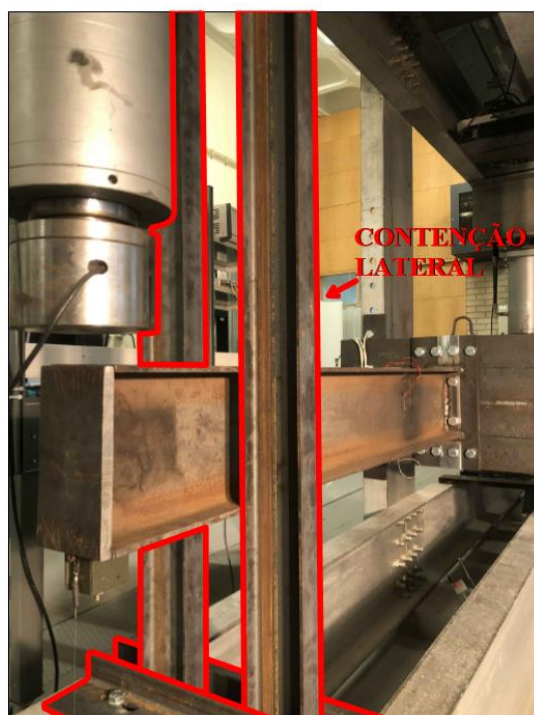


Figura 52 – Contenção lateral.

As imperfeições das vigas foram desprezadas tendo em vista o curto tamanho no elemento, o que tornou as imperfeições imensuráveis e suas contribuições irrelevantes para a estrutura.

4.2 Confeção dos corpos de prova para ensaio de resistência à tração

Foram produzidos seis corpos de prova, retirados ao longo da alma de um IPE-220, conforme apresentado na Figura 54, para o ensaio de resistência à tração com o auxílio de

uma fresadora de comando numérico computadorizado (CNC) () seguindo as dimensões ilustradas na Figura 55.



Figura 53 – Produção dos corpos de prova.

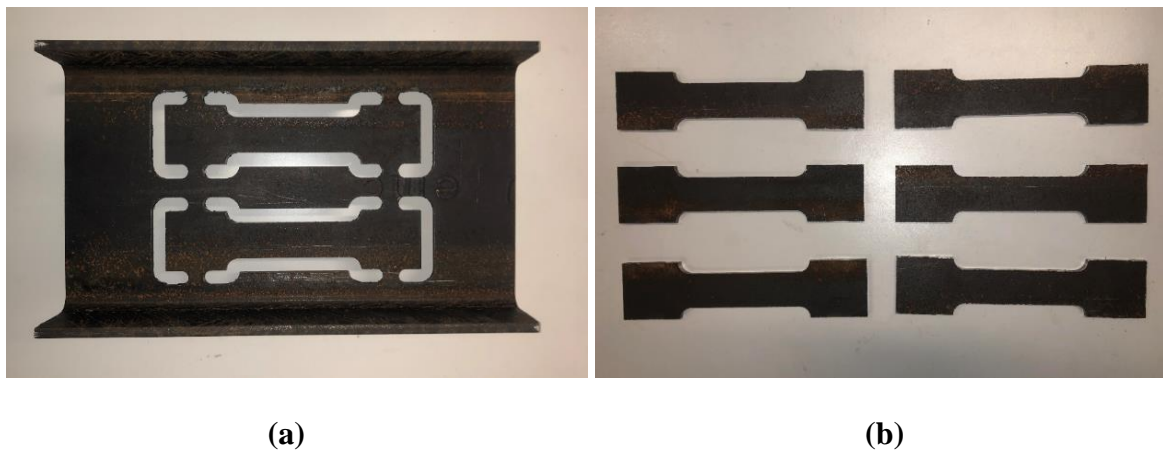


Figura 54 – (a) Corte na alma da viga pela CNC dos corpos de prova. (b) Corpos de prova prontos para ensaio.

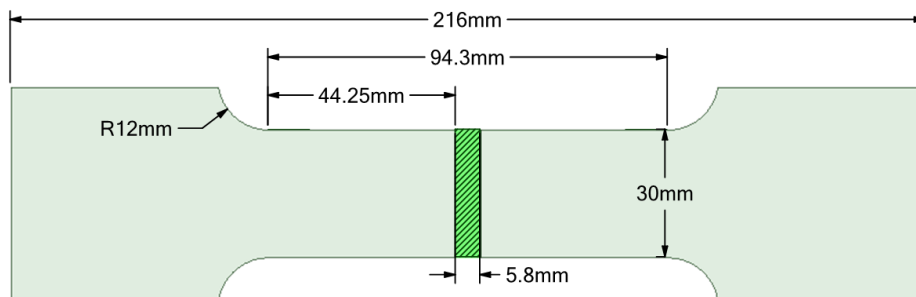


Figura 55 – Dimensões corpos de prova.

Os corpos de prova foram ensaiados na máquina de ensaios universal Instron 4485, com uma capacidade máxima de 200kN. Para a medição dos deslocamentos, utilizou-se de um extensômetro mecânico com comprimento inicial de referência igual a 50 mm. A imagem abaixo demonstra a máquina de ensaio no processo de ensaio de tração juntamente com o extensômetro mecânico utilizado.



Figura 56 – Máquina utilizada para o ensaio à tração juntamente com o extensômetro mecânico.

4.2.1 Resultado dos ensaios de resistência a tração

A Tabela 13 apresenta os resultados da caracterização das propriedades mecânicas do aço, obtidos a partir dos ensaios de tração, de acordo com a NP EN 10002-1, [62]. Adotando então para as simulações numéricas, o valor de módulo de elasticidade igual a 210 GPa, tensão de cedência igual a 318.16 MPa e tensão última igual a 433.97 MPa.

Tabela 13 - Resultados dos ensaios de resistência à tração

Corpos de prova	L ₀ (mm)	A ₀ (mm ²)	E (GPa)	F _m (kN)	R _p (MPa)	R _m (MPa)	R _{eH} (MPa)	R _{eL} (MPa)	A _t (%)
S1	50.00	174.00	209.80	75.49	315.97	433.84	315.66	313.04	36.90
S2	50.00	174.00	205.32	75.27	317.67	432.61	321.53	313.97	36.75
S3	50.00	174.00	227.03	75.36	315.51	433.07	312.89	313.04	37.61
S4	50.00	174.00	205.90	75.49	316.28	433.84	313.97	312.58	37.76
S5	50.00	174.00	195.15	76.05	322.14	437.09	324.15	317.21	36.99
S6	50.00	174.00	216.84	75.41	320.75	433.38	320.75	310.88	37.03
Média	50.00	174.00	210.01	75.51	318.05	433.97	318.16	313.45	37.17

Desvio Padrão	0.00	0.00	10.92	0.28	2.76	1.60	4.60	2.10	0.41
Variância	0.00	0.00	119.22	0.08	7.62	2.55	21.12	4.42	0.17
Coefficiente de Variação	0.00%	0.00%	5.20%	0.37%	0.87%	0.37%	1.44%	0.67%	1.11%

Os gráficos que apresentam a tensão pela deformação dos corpos de prova ensaiados podem ser visualizados na Figura 57.

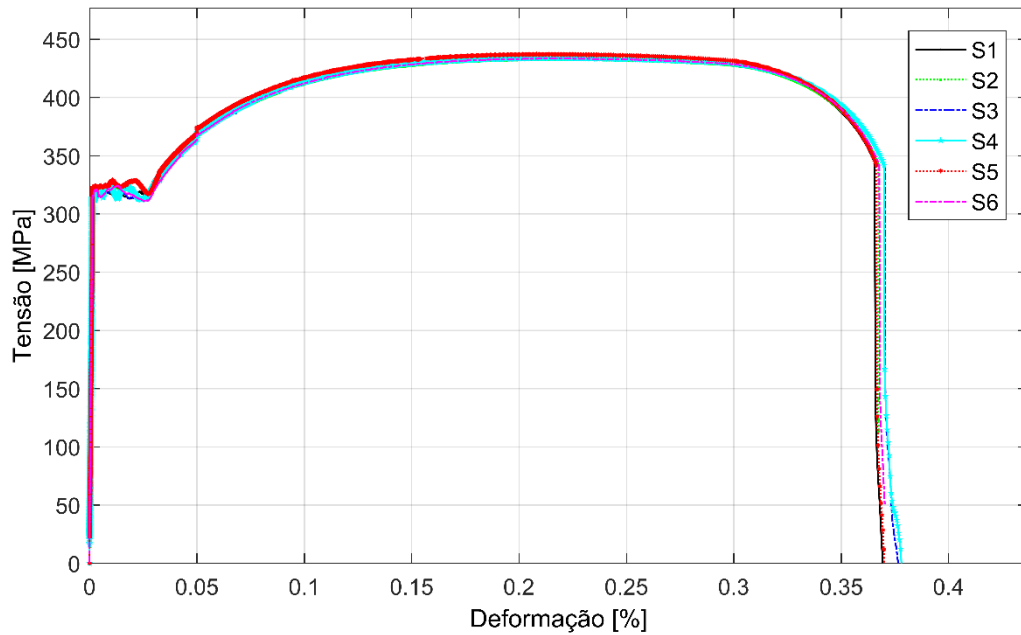


Figura 57 – Gráfico Tensão-Deformação dos corpos de prova ensaiados.

4.3 Equipamentos de medição dos ensaios à flexão

4.3.1 Extensômetros

Extensômetros são dispositivos de medidas responsáveis por transformar pequenas variações nas dimensões em variações equivalentes em sua resistência elétrica e amplificando-a para a leitura [63]. A mudança de resistência é definida pela Equação (78).

$$\frac{dR}{R_o} = k\varepsilon \quad (78)$$

Onde R é a resistência elétrica, k é o fator do extensômetro e ε é a deformação. Utilizaram-se de extensômetros unidimensionais com resistência equivalente a $120\Omega \pm 0,35\%$ e fator k de $2,08 \pm 1\%$.

Foram colados um total de 4 extensômetros para a viga sólida e 6 extensômetros para cada viga alveolar, a fim de observar sua deformação e posteriormente calcular a tensão presente em cada região, conforme presente na Figura 58.

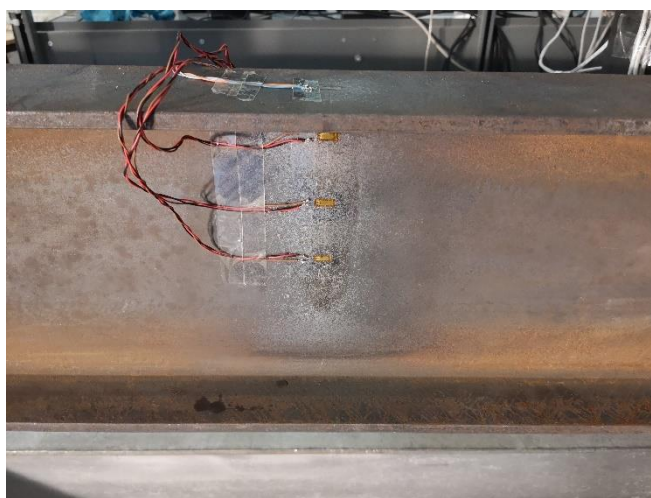


Figura 58 – Extensômetros colados na viga sólida.

Para as vigas alveolares, foram posicionados 3 extensômetros no último montante de alma igualmente espaçados entre si, 1 no centro do banzo superior na mesma distância do último montante da alma e 1 em cada alma da última seção Tê da viga. Para a viga sólida, optou-se por colocar apenas 3 extensômetros igualmente espaçados na alma e 1 no centro do banzo, na região em que se encontrava o último montante de alma do espaçamento entre furos médio ($S=1,0h$) e o maior diâmetro dos furos ($a_0=0,64h$). O posicionamento dos extensômetros pode ser visto na Figura 59 e Tabela 14.

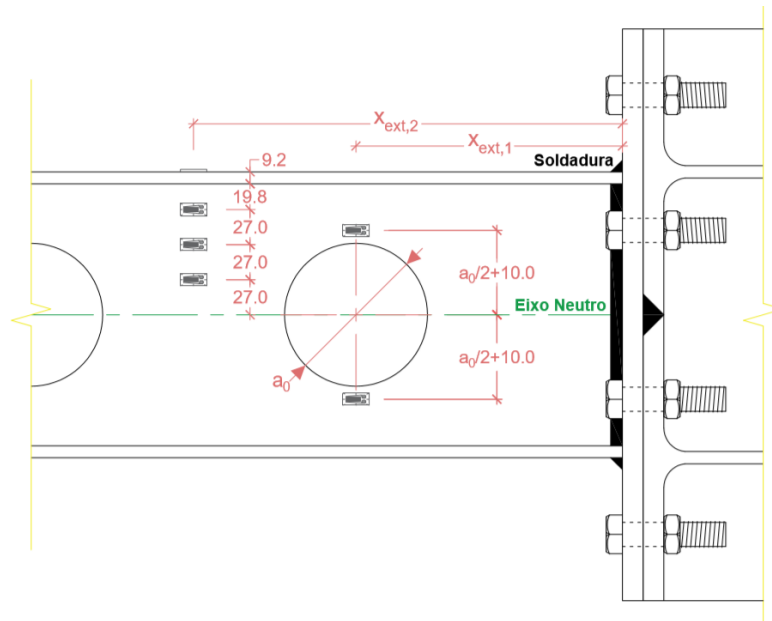


Figura 59 – Posições dos extensômetros.

Tabela 14 – Dimensões do posicionamento dos extensômetros.

Vigas	$x_{ext,1}$	$x_{ext,2}$
B1	-	330.4
B2	216.0	315.0
B3	216.0	326.0
B4	216.0	337.0
B5	220.4	319.4
B6	205.0	315.0
B7	220.4	330.4
B8	220.4	341.4
B9	205.0	326.0

4.3.2 Transdutor

O transdutor é responsável por transformar a posição de um movimento linear em sinal elétrico, a partir da retração do cabo. O movimento linear do cabo de medição é convertido em rotação por meio de uma bobina [64].

A fim de medir o deslocamento da extremidade livre da viga, posicionou-se um transdutor de maneira a captar os dados de deslocamentos verticais em função da carga aplicada, gerando posteriormente um gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical da seção. A Figura 60 ilustra o transdutor utilizado nos ensaios.

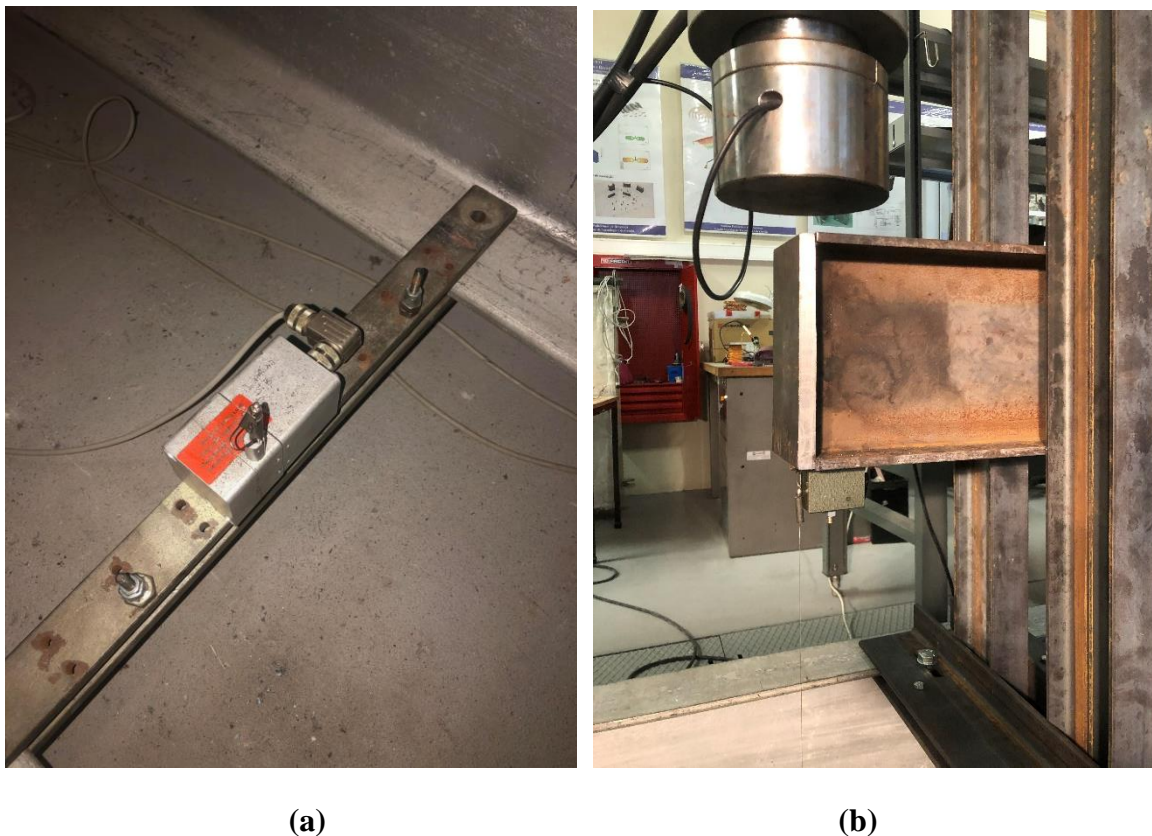


Figura 60 – (a) Transdutor utilizado nos ensaios. (b) Posicionamento do transdutor.

4.4 Resultados experimentais

As vigas perfuradas para o ensaio à flexão estão dispostas na Figura 61. Na imagem, notam-se os três furos ao longo de cada alma produzidos com o plasma controlado pela CNC e a adesão entre a viga e a placa de extremidade feitas a partir da soldadura.



Figura 61 – Vigas alveolares perfuradas para ensaio.

Para a análise de resultados, e efeito de comparação, foram ensaiadas duas vigas sólidas, em que ambas as vigas acabaram por romper na soldadura entre a viga e a placa utilizada para o encastramento, conforme ilustra a imagem abaixo.



Figura 62 – Ruptura na soldadura entre a viga e a placa de extremidade.

Os ensaios experimentais com as vigas alveolares e o novo ensaio com a viga sólida, a fim de que não rompesse na soldadura, foram interrompidos pela pandemia de COVID-19, sendo, portanto, descartados desse trabalho e acrescentados como proposta de futuros trabalhos, presente em 6.2 .

As dimensões das vigas ensaiadas foram obtidas a partir de seções igualmente espaçadas entre 500mm e por três pontos na extremidade de maneira a obter uma média para posterior atualização das geometrias para as simulações. As dimensões médias aferidas nas vigas ensaiadas estão demonstradas na Tabela 15, e os locais das medições de sua geometria presentes na Figura 63 –.

Tabela 15 – Dimensões médias aferidas nas vigas.

Vigas	B1-1	B1-2
$t_{f,médio}$	9.01	9.13
$b_{médio}$	110.74	110.54
$t_{w,médio}$	6.50	6.40
$h_{médio}$	149.32	219.67
L	1510.00	1505.00

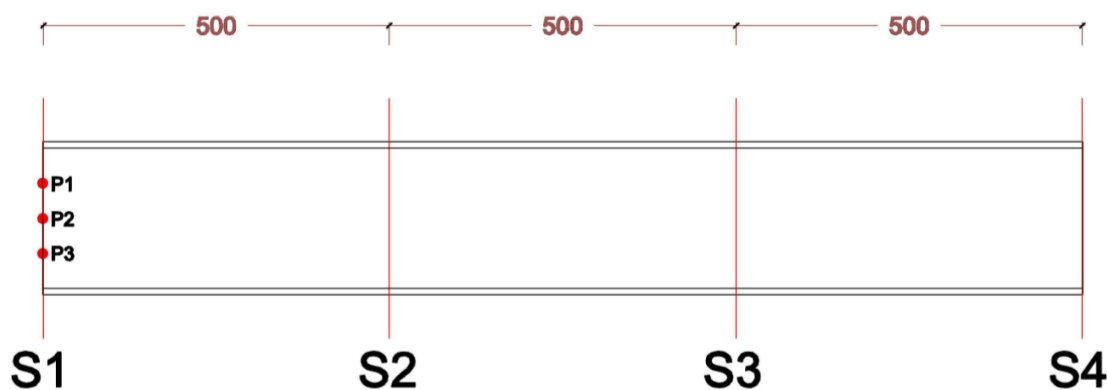


Figura 63 – Posicionamento das medições.

O primeiro ensaio, denominado pela viga B1-1, foi realizado em dois períodos. Primeiramente a viga foi ensaiada até chegar ao valor máximo de carga que o atuador hidráulico conseguia alcançar, não havendo a ruptura da mesma, muito provavelmente por acabar apoiando-se nas contenções laterais da extremidade. Essa mesma viga foi

posteriormente ensaiada, com um maior cuidado nas contenções laterais, até o momento em que se atingiu a carga de ruptura pela soldadura.

As Figura 64 e Figura 65 demonstram o comportamento das curvas da força aplicada na viga pelas deformações obtidas através dos extensômetros e pelo deslocamento vertical, para o primeiro e segundo ensaio realizados na viga B1-1. Os extensômetros foram dispostos da seguinte maneira: S1 no centro do banzo superior; S2, S3 e S4 posicionados de cima para baixo com a representação e medidas, na Figura 59 e Tabela 14, respectivamente.

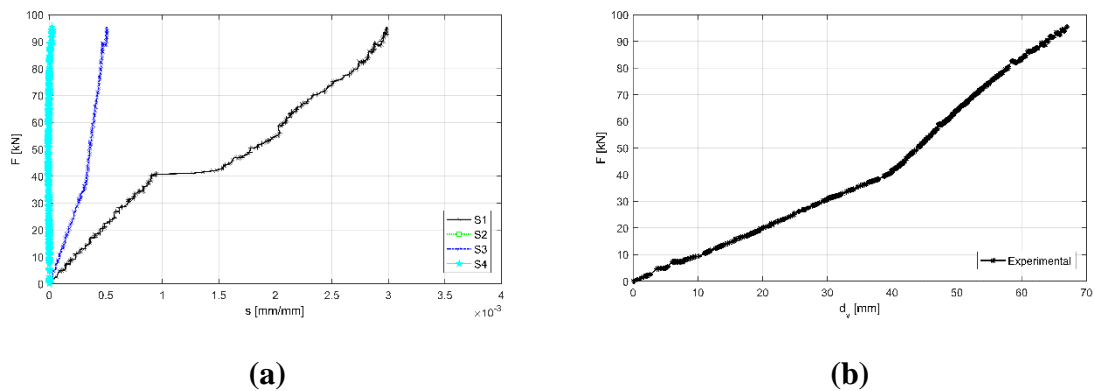


Figura 64 – Primeiro ensaio da viga B1-1. (a) Curva força-deformação. (b) Curva força-deslocamento vertical.

Como pode-se notar na Figura 64-(a), a curva força-deformação não apresentou um patamar horizontal representando que a fibra teria atingido a tensão de cedência. O patamar horizontal presente no extensômetro S1 se refere a uma falha na coleta dos dados da deformação.

A Figura 64-(b) ilustra a curva força-deslocamento ocorrido no primeiro ensaio da viga B1-1. Como é possível visualizar, a viga não apresentou nenhum grande incremento do deslocamento para uma pequena variação da força, o que reforça a ideia de provavelmente ter apoiado na contenção lateral presente na extremidade da viga.

O extensômetro denominado por S2 apresentou falha durante esse ensaio e não foi possível obter sua leitura.

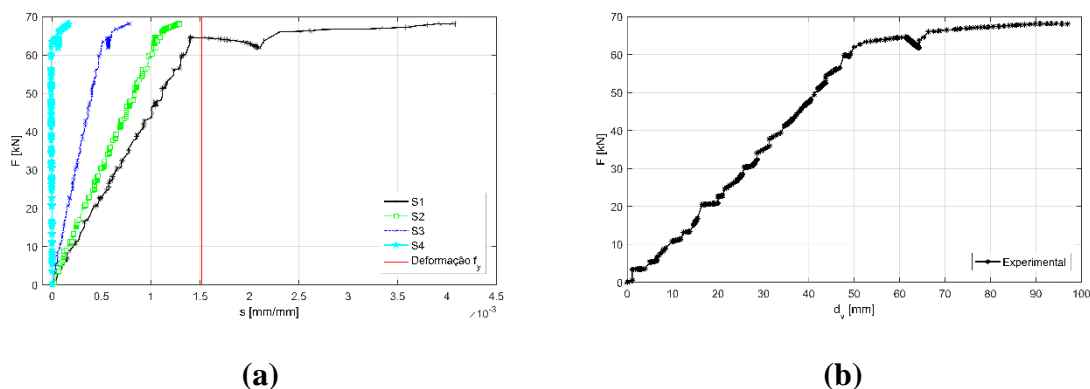


Figura 65 – Segundo ensaio da viga B1-1. (a) Curva força-deformação. (b) Curva força-deslocamento vertical.

Na Figura 65-(a) fica visível o comportamento similar entre as curvas apresentadas no gráfico. Essas curvas estavam entrando em um patamar horizontal, o que indicaria que elas estariam atingindo a plastificação da seção. Como a estrutura rompeu pela soldadura, a carga última encontrada não se refere a carga de plastificação, mas sim a carga que a solda aguentou. Vale ressaltar que a curva atribuída para o extensômetro S1 apresenta um patamar mais longo e claro, uma vez que o extensômetro se encontrava no banzo da viga, sendo o primeiro lugar a atingir a tensão de cedência.

A Figura 65-(b) corresponde a curva força-deslocamento vertical do segundo ensaio da primeira viga. Nota-se um patamar horizontal próximo a carga de 60kN, reforçando a ideia de que a viga estava iniciando sua plastificação no momento em que rompeu na soldadura.

Foi ensaiada uma segunda viga sólida, denominada por B1-2, uma vez que a primeira viga acabou por romper na soldadura, porém, após realizar o teste, esta nova viga também rompeu na soldadura.

A Figura 66 apresenta o comportamento das curvas da força aplicada na viga pelas deformações e pelo deslocamento vertical, obtidas através dos extensômetros e transdutor de fio, respectivamente, para o ensaio realizado na viga B1-1.

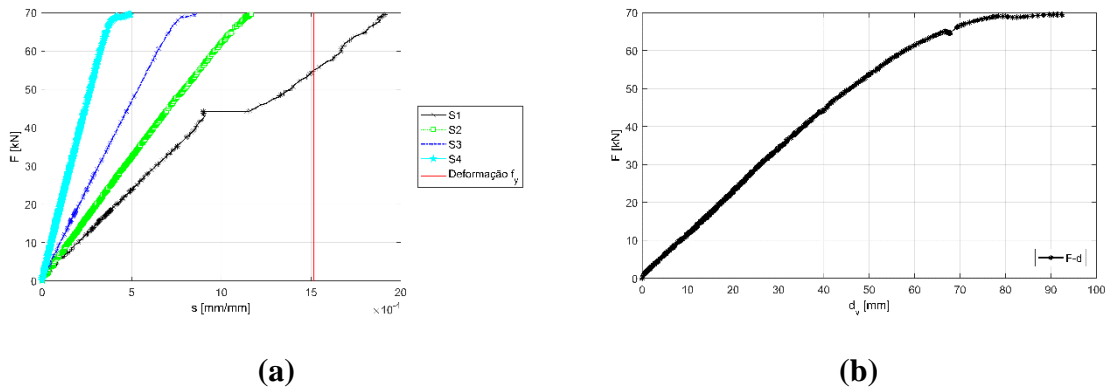


Figura 66 – Ensaio da viga B1-2. (a) Curva força-deformação. (b) Curva força-deslocamento vertical.

A viga apresentou comportamento extremamente semelhante à ensaiada anteriormente (B1-1), em que se pode observar uma tendência das curvas em ficarem horizontais, próximo a carga de colapso. Além de apresentarem comportamento semelhante, as cargas de ruptura foram extremamente próximas, obtendo valores de 68.20kN para a viga B1-1 e 69.10Kn para a viga B1-2.

A Figura 67 apresenta a deformada da viga B1-2 no instante pré-ruptura e no instante pós-ruptura.



Figura 67 – Deformação final da viga B1-2. (a) Instante pré-ruptura de solda. (b) Instante pós-ruptura de solda.

Capítulo 5: MODELAÇÃO NUMÉRICA

5.1 Introdução

O método dos elementos finitos é utilizado para resolver problemas não passíveis de resoluções analíticas na engenharia, por meio do comportamento físico de sistemas e estruturas que resultam em formulação matemática com equações diferenciais que podem ser resolvidas matematicamente, [65].

Ele é responsável por discretizar o contínuo gerando diversos nós, que compõem um elemento e assim, utilizar de matrizes de interpolação responsáveis por fornecer deslocamentos nas regiões interiores dos próprios elementos em função de seus deslocamentos nodais, [66].

Materiais utilizados nos campos de engenharia civil e mecânica normalmente apresentam níveis de tensões e deformações superiores aos apresentados em um sistema linear, ou seja, esses materiais tendem a trabalhar em zonas posteriores em que a lei de Hooke é válida. Ao começar a apresentar caráter não linear, o material passa a ser regido pela teoria da plasticidade até chegar em sua ruptura, [66].

O material pode ter comportamento não linear devido a diversos fatores. As peças adjacentes podem fazer ou quebrar o contato entre eles. A área de contato pode ser alterada conforme a alteração da carga. O material elástico pode tornar-se plástico ou o material pode não ter uma relação tensão-deformação linear em qualquer nível de tensão. Parte da estrutura pode perder rigidez devido a presença de encurvadura ou falha do material. Os deslocamentos e rotações podem se tornar grandes o suficiente para que as equações de equilíbrio sejam escritas para a configuração deformada e não para a original. As grandes rotações fazem com que as cargas de pressão mudem de magnitude se houver uma mudança na área em que são aplicadas, [67].

De maneira geral, esse comportamento não linear da estrutura pode ser dividido entre não linearidade geométrica, não linearidade do material e não linearidade por contato.

Os grandes deslocamentos, juntamente com grandes rotações geram uma mudança na configuração geométrica da estrutura, o que ocasiona um comportamento não linear da mesma [68]. A fim de exemplificar, a Figura 68 apresenta uma viga carregada por uma força P que age sempre normal ao eixo da mesma. O deslocamento apresentado na imagem representa o deslocamento real, que demonstra uma não linearidade geométrica, o que significa que essa não linearidade surge devido as alterações significativas na geometria da estrutura [67].

Não linearidade do material está diretamente relacionada com o comportamento da curva de tensão-deformação, sendo essa afetada pelas condições ambientes, como temperatura, histórico de carregamento e no tempo em que o carregamento é aplicado [68]. Na Figura 68 pode-se observar o comportamento não linear ocasionado pela não linearidade de tensão-deformação do material.

A Figura 68 exemplifica a não linearidade devido ao contato, uma vez que a área de contato entre os dois corpos cresce à medida em que a carga P aumenta, independentemente do material. Nesses casos, as deformações e deslocamentos são pequenos [67].

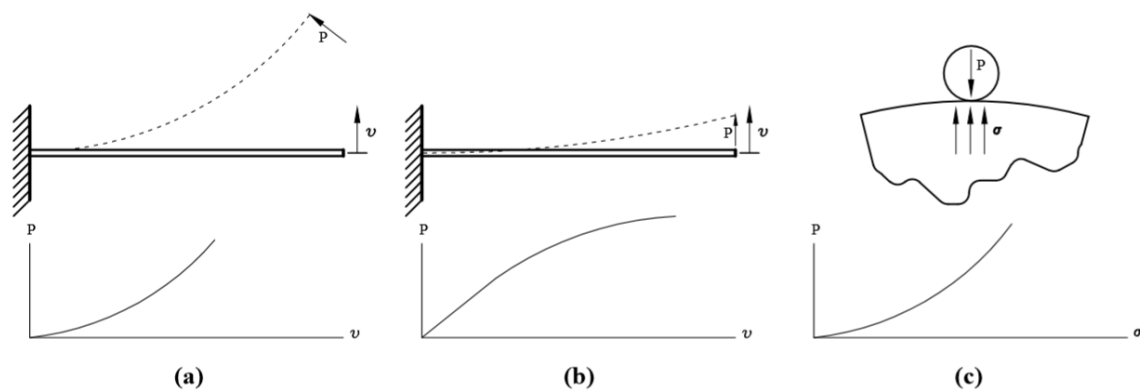


Figura 68 – Diferentes não linearidades, adaptado de [67].(a) Viga elástica carregada por uma força seguidora P . (b) Viga elasto-plástica carregada por uma força P com direção fixa. (c) Tensão de contato em rolamento.

Para a análise não linear, o Ansys utiliza do método incremental e iterativo Newton-Raphson, em que a carga é dividida em uma série de incrementos de carga, conforme presente na Figura 69.

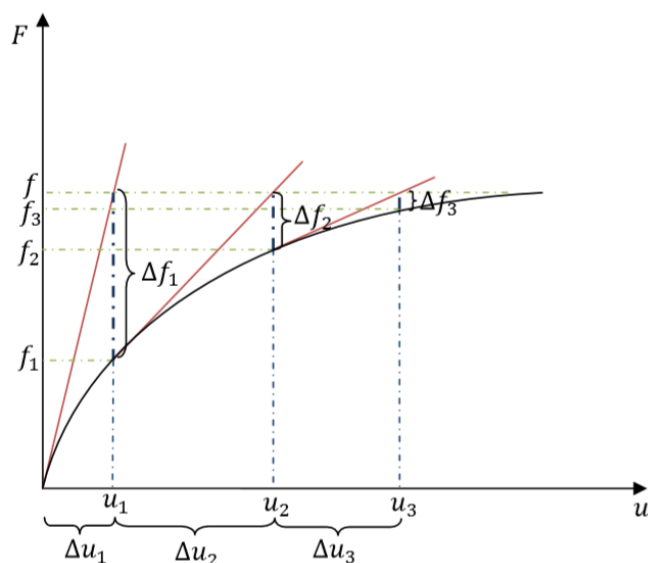


Figura 69 – Representação do processo iterativo Newton-Raphson, [69].

O método iterativo de Newton-Raphson consiste em um processo de iterações a fim de diminuir o resíduo, Δf_n , garantindo assim, um resultado mais próximo a realidade. O resíduo deve ser calculado pela Equação (79).

$$\{\Delta f_n\} = \{f\} - [K(u_n)]\{\Delta u_n\} \quad (79)$$

Com o processo de iteração sendo resolvido pelo sistema de equações lineares:

$$\{\Delta u_{n+1}\} = \{\Delta f_n\}[K(u_n)]^{-1} \quad (80)$$

Após o cálculo do incremento do deslocamento, é possível calcular os novos deslocamentos de acordo com a Equação (81).

$$\{u_{n+1}\} = \{u_n\} + \{\Delta u_{n+1}\} \quad (81)$$

Onde $\{f\}$ é o vetor de forças que atuam na estrutura, $[K(u_n)]$ é a matriz de rigidez tangente na iteração n e $\{\Delta u_n\}$ é a correção do vetor deslocamento conhecido.

Para a análise de encurvadura bifurcacional, ou seja, um crescimento ilimitado de um novo padrão de deformação, e utilizando um modelo linearizado de estabilidade elástica, o programa Ansys, utiliza da Equação (82), [70].

$$([K] + \lambda_i[S])\{\psi\}_i = \{0\} \quad (82)$$

Onde λ_i é o autovalor de número i (utilizados para multiplicar as cargas que geraram $[S]$), $[S]$ é a matriz de rigidez de tensão e $\{\psi\}_i$ é o autovetor de deslocamento de número i .

5.1.1 Modelação numérica

Para as análises estáticas numéricas dos comportamentos das vigas, utilizou-se o elemento SHELL181 presente no *software* Ansys Mechanical APDL 19.2. O elemento SHELL181 é um elemento casca constituído por quatro nós, sendo que cada nó contém seis graus de liberdade, sendo eles, três translacionais e três rotacionais e usufrui de interpolação linear para determinações em seu interior [71]. A Figura 70 ilustra o elemento utilizado em questão.

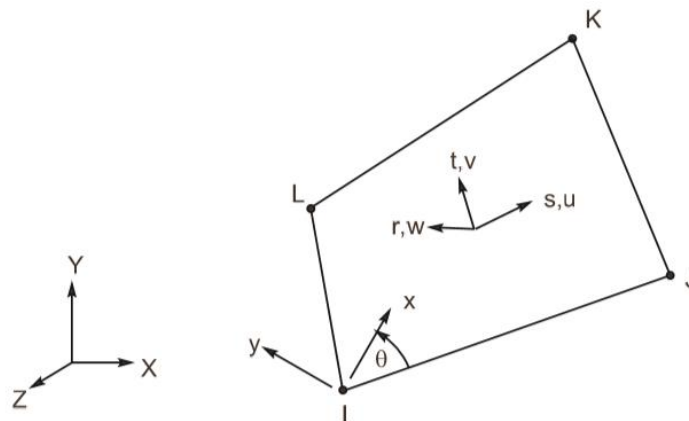


Figura 70 – Elemento SHELL181, [70].

Para as análises não lineares, utilizou-se de acordo com o eurocódigo 3 parte 1-5 Anexo C, [36], um material com caráter bilinear, que apresentava um comportamento elasto-plástico sem endurecimento. A Figura 71 demonstra o caráter bilinear adotado, em que a curva tensão-deformação apresenta um constante crescimento até atingir a tensão de cedência. Após tal acontecimento, a curva tensão-deformação passa a apresentar um comportamento linear constante .

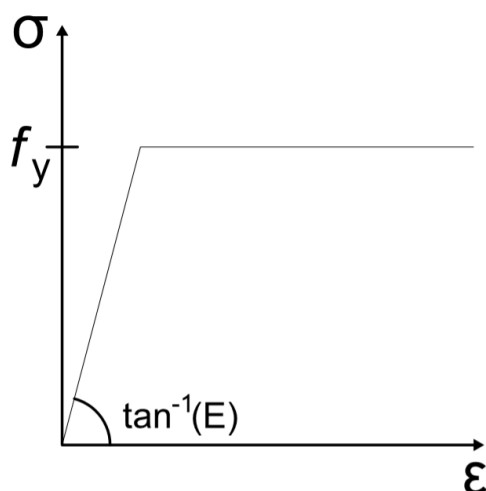


Figura 71 – Curva tensão-deformação com caráter bilinear.

Além da não linearidade do material, também se utilizou da não linearidade proporcionada por grandes deslocamentos e rotações. Adotou-se uma malha de tamanho de 0,01 [m] a fim de obter uma malha refinada e promover um resultado mais fiel com a realidade, evitando elementos triangulares em sua estrutura, conforme recomendações do programa. A Figura 72 representa a malha utilizada nas simulações das vigas alveolares.

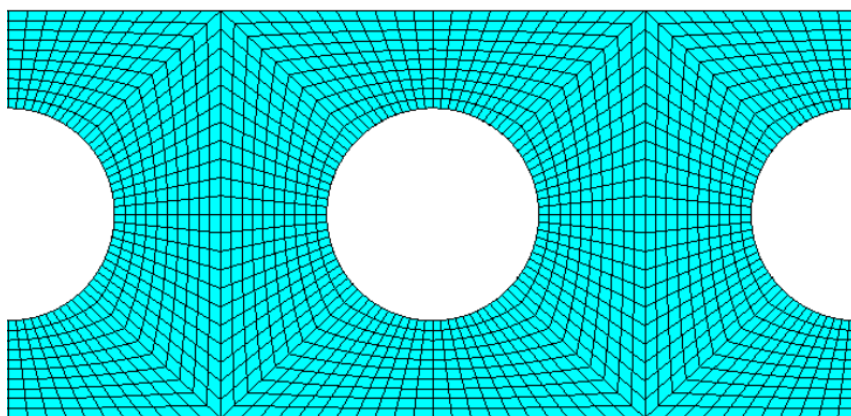


Figura 72 – Malha utilizada nas simulações.

As vigas foram produzidas com as características e dimensões da IPE 220 da *ArcelorMittal*, com as propriedades contidas na Figura 73 desconsiderando o raio de concordância. As simulações consistiram nas variações de geometrias das vigas alveolares, sendo elas, as diferentes distâncias entre furos, S , e diferentes diâmetros das furações, a_0 , mantendo uma distância constante entre o último furo e a extremidade encastrada de 150mm.

As vigas foram desenhadas com reforços em ambas as extremidades que apresentavam a mesma espessura do banzo da IPE 220.

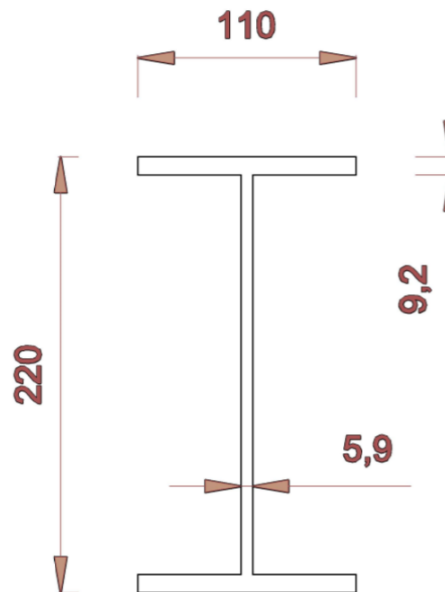


Figura 73 – Dimensões da IPE 220 desconsiderando o raio de concordância.

As condições de contorno foram adotadas de maneira que a extremidade livre fosse impedida de rotacionar ao longo do eixo Z e se deslocar na direção do eixo X, a fim de evitar a encurvadura lateral torsional. Para a extremidade encastrada, foi impedido os deslocamentos e rotações ao longo dos eixos X, Y e Z. A Figura 74 demonstra as condições de contorno e orientação do eixo adotado nas simulações.

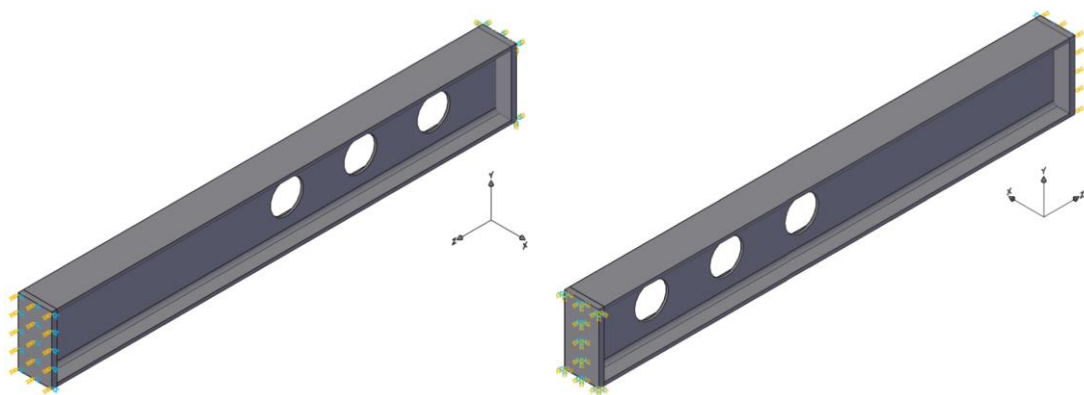


Figura 74 – Condições de contorno das vigas analisadas.

Para a implementação das imperfeições geométricas, utilizou-se do método dos valores e vetores próprios, de maneira a atualizar essas imperfeições com o primeiro modo de instabilidade positivo de encurvadura do montante da alma com um valor de $h_w/200$.

A estrutura é colocada sob uma temperatura uniforme, analisando as temperaturas de 20 °C, 400 °C, 500 °C, 600 °C e 700°C, para que então fosse acrescentado uma carga no nó central do banzo da extremidade livre da viga que crescesse de maneira incremental e iterativa, seguindo uma relação de $q = 1000t$ até o instante de colapso.

5.2 Resultados numéricos

5.2.1 Influência da geometria

Para que pudesse ser feita uma comparação entre as diferentes geometrias e suas respectivas influências, foram produzidas análises numéricas no âmbito de observar o comportamento da estrutura para cada nova constituição, com uma variação da altura final da seção, H , do diâmetro das furações, a_0 e da distância entre furações, S .

Nas Figura 75 e Figura 76 encontram-se as cargas últimas obtidas a partir das análises não lineares com a variação da altura final da viga IPE 220. Para que tal comparação pudesse ser feita, optou-se por analisar três alturas diferentes de H , sendo elas $H = 1.00h$, $H = 1.30h$ e $H = 1.60h$, a fim de observar cada comportamento. Para além das variações de H , foram utilizados em um primeiro momento um valor fixo de $S = 1.00h$ variando o valor de a_0 e posteriormente, fixando o valor de $a_0 = 0.6h$ e variando a distância entre furações.

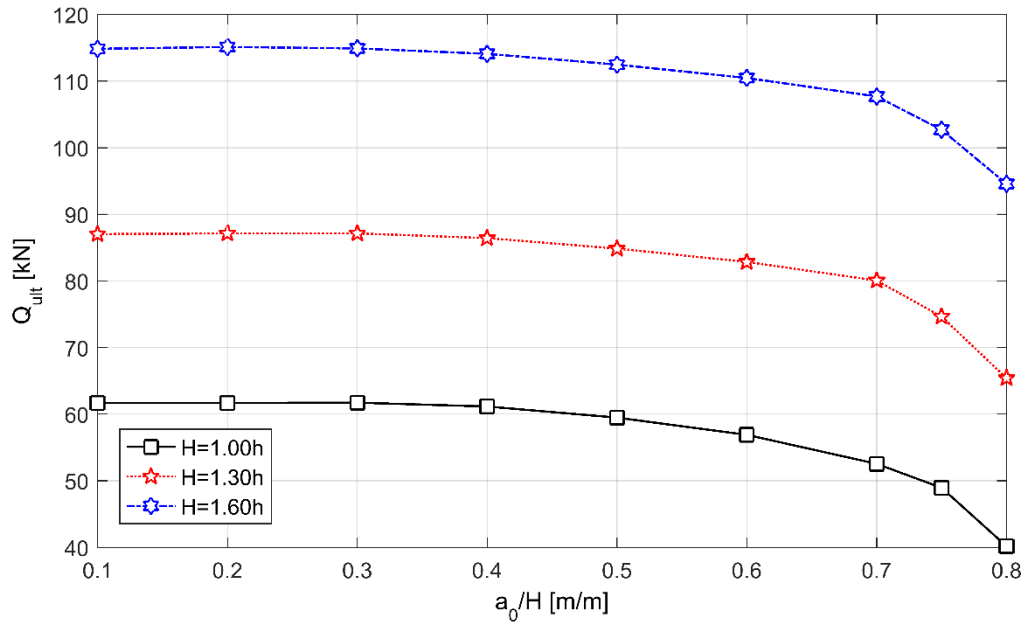


Figura 75 – Carga última para diferentes alturas variando o diâmetro.

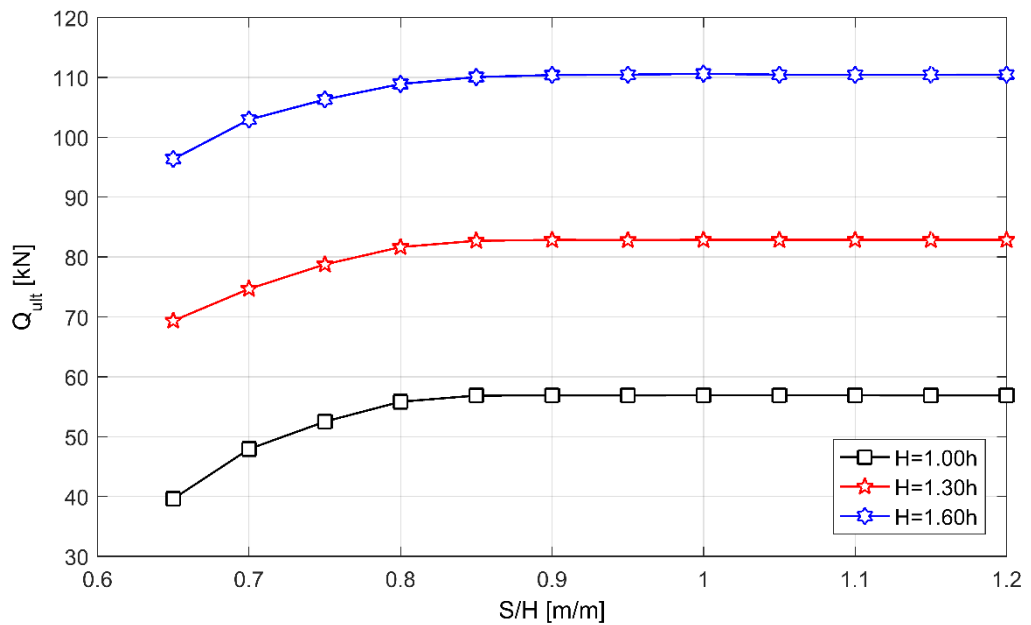


Figura 76 - Carga última para diferentes alturas variando o espaçamento entre furos.

Os resultados obtidos apresentam curvas com comportamentos extremamente semelhantes, tanto para a variação de a_0 quanto para variação de S . Fica evidente que a medida em que se aumenta a altura da seção transversal da viga, maior passa a ser a resistência da mesma a carga de colapso independentemente do parâmetro variado.

Para a variação de a_0 , nota-se um comportamento constante de ruptura da estrutura até um valor de $a_0 = 0.3h$, conforme consta na Figura 77-(a) . Posteriormente a este valor, inicia-se o decréscimo da resistência, uma vez que a ruptura começa a deixar de ser pela plastificação da seção e passa a ser por instabilidades locais, como por exemplo a Figura 77-(b), em que a estrutura presente nessa figura apresenta ao longo de seu montante, uma encurvadura local.

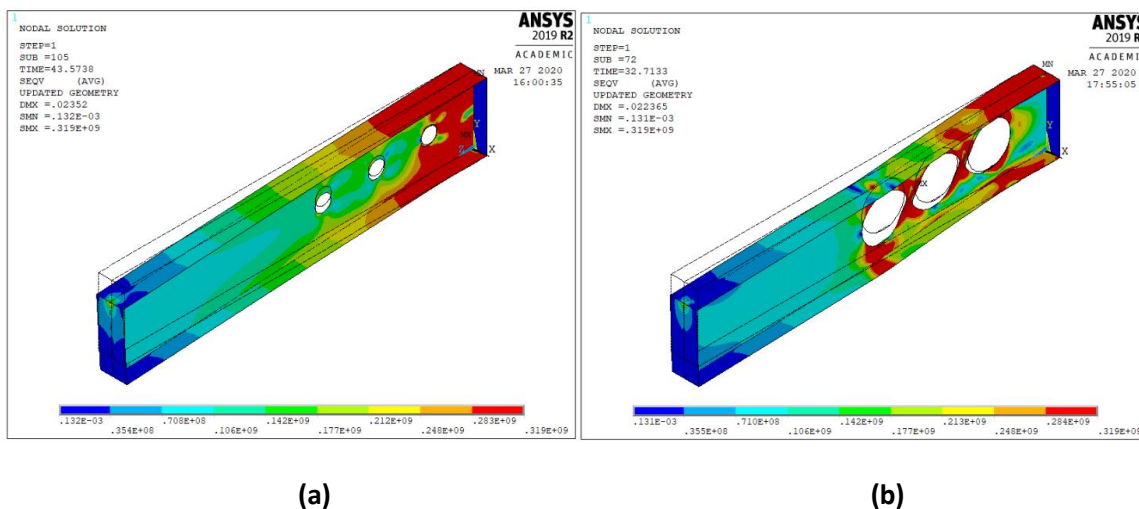
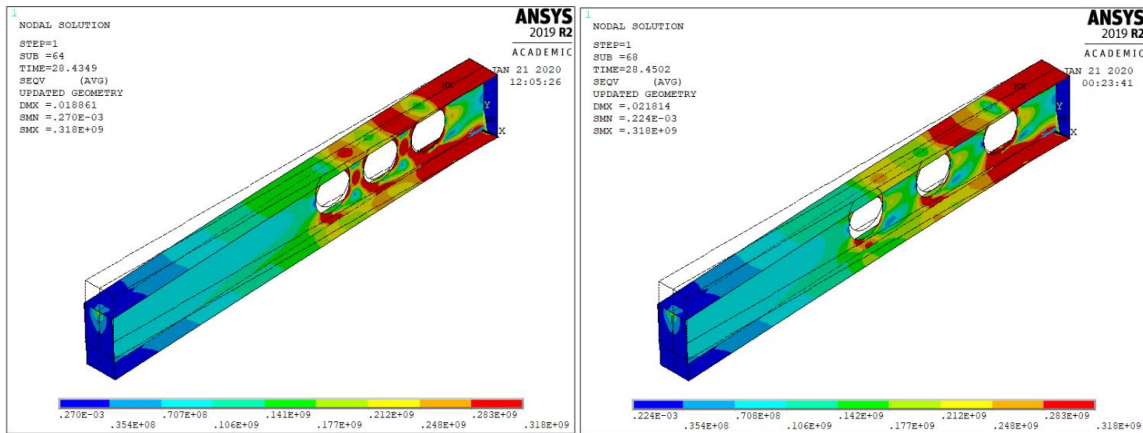


Figura 77 – Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com altura igual a 1.30h. (a) Para um diâmetro igual a 0.30h. (b) Para um diâmetro igual a 0.80h.

Para a variação de S , a carga de colapso apresenta os valores mínimos conforme menor for o montante de alma e começa a apresentar características constantes a medida que chega em um valor de $S = 0.85h$, ou seja, a partir desse distância entre furos, o comprimento do montante de alma passa a não ser mais importante para a determinação da resistência da viga, não alterando significativamente os resultados. A Figura 78, ilustra a partir da distribuição das tensões de Von Mises, o momento em que as estruturas começam a apresentar comportamentos semelhantes, mesmo que ainda haja tensões no montante da alma (Figura 78-(a)). Estas tensões presentes no montante da alma são reduzidas e determinam seu modo de colapso, que acaba por ser na última seção 2-Tê.



(a)

(b)

Figura 78 - Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com altura igual a $1.00h$.
 (a) Para um espaçamento entre furos igual a $0.85h$. (b) Para um espaçamento entre furos igual a $1.20h$.

A Figura 79 e Figura 80 mostram os resultados obtidos das cargas últimas das vigas com altura final igual a $1.00h$, variando primeiramente os valores a_0 e analisando três valores de S , sendo $S = 0.90h$, $S = 1.00h$ e $S = 1.10h$ e posteriormente variando os valores de S , com os valores de a_0 iguais a $a_0 = 0.50h$, $a_0 = 0.60h$ e $a_0 = 0.70h$

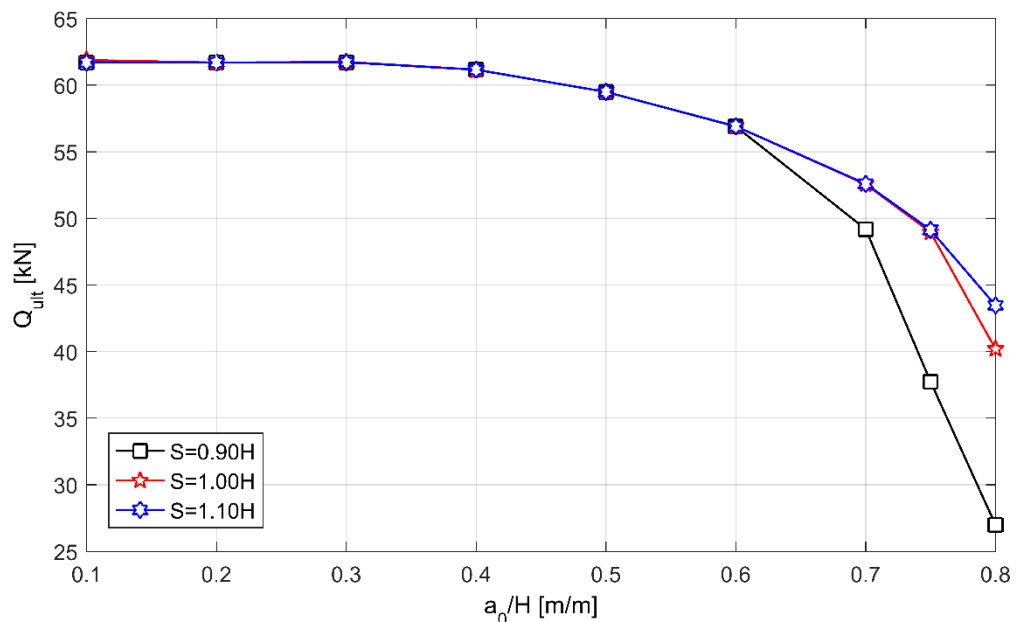


Figura 79 - Carga última para diferentes espaçamentos entre furos variando o diâmetro.

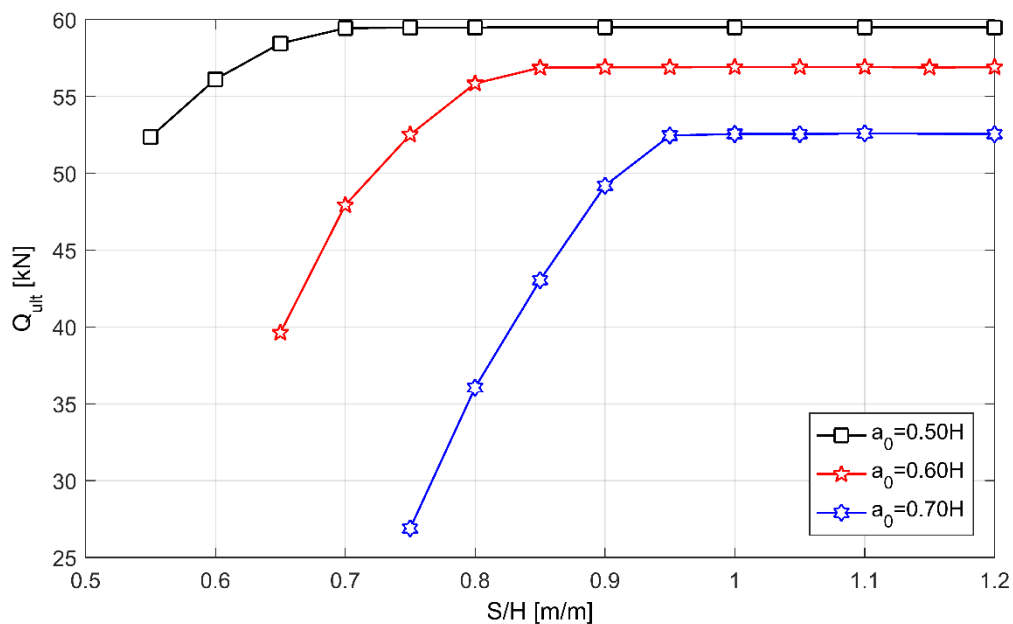
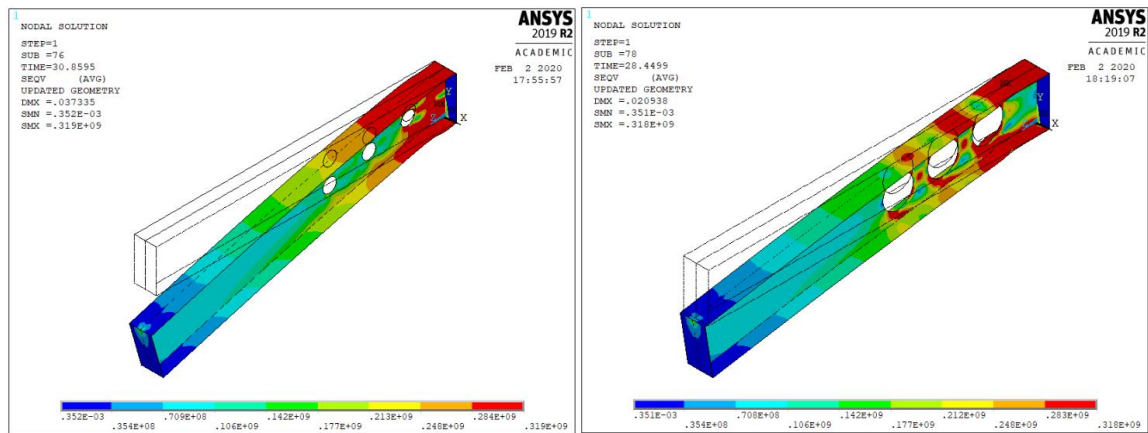


Figura 80 - Carga última para diferentes diâmetros variando o espaçamento entre furos.

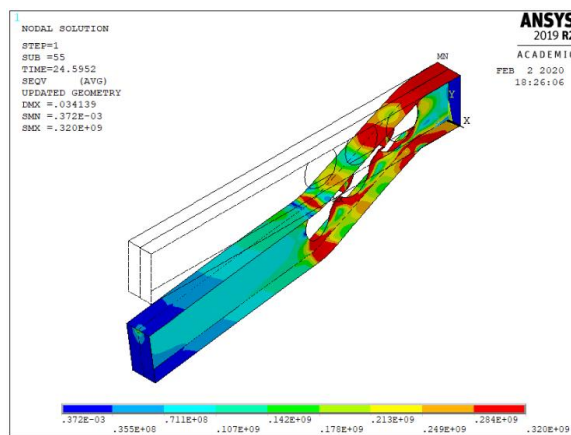
As vigas à temperatura ambiente, estudadas com a variação do diâmetro, apresentaram valores muito próximos de carga de ruptura, para quaisquer que fossem os valores de S , até o tamanho do diâmetro do alveolo igual a $0.60h$, momento limite para o qual posteriormente os valores de carga de ruptura com $S = 0.90h$ passassem a apresentar valores menores que os demais comprimentos, que permaneceram próximos até o valor de $a_0 = 0.75h$, onde só então com o $a_0 = 0.80h$ pode-se notar uma diferença mais significativa entre os valores de carga última resistida pela estrutura.

Ainda para esses casos, as vigas apresentam ruptura por flexão inicialmente na seção próxima ao encastramento e a medida em que os furos vão aumentando passam a interferir o modo de colapso, passando pela formação de rótulas plásticas até a encurvadura do montante da alma, conforme a Figura 81.



(a)

(b)



(c)

Figura 81 - Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com altura igual a $1.00h$ e S igual a $0.90h$. (a) Para um diâmetro igual a $0.30h$. (b) Para um diâmetro igual a $0.60h$. (c) Para um diâmetro igual a $0.70h$.

Os resultados obtidos na variação de S mostram que a viga apresenta valores crescentes de resistência a medida em que a distância entre furos aumenta, obtendo assim, um aumento do montante da alma da estrutura, tendo em vista que o valor do diâmetro está fixado, até que se atinja um limite em que o tamanho desse montante deixa de influenciar na resistência. Também é possível observar um padrão nos comportamentos da curva, em que após o valor do montante de alma, w , atingir aproximadamente o valor de $0.25h$, as curvas relacionadas ao comportamento da estrutura apresentam características lineares constantes.

A Figura 82 demonstra os desenvolvimentos das curvas da força atuante pelo deslocamento vertical medido na extremidade de cada viga, seja pela variação de a_0 quando

$S = 1.00h$ ou pela variação de S quando $a_0 = 0.60h$, para as alturas das seções transversais iguais a $1.00h$, $1.30h$ e $1.60h$.

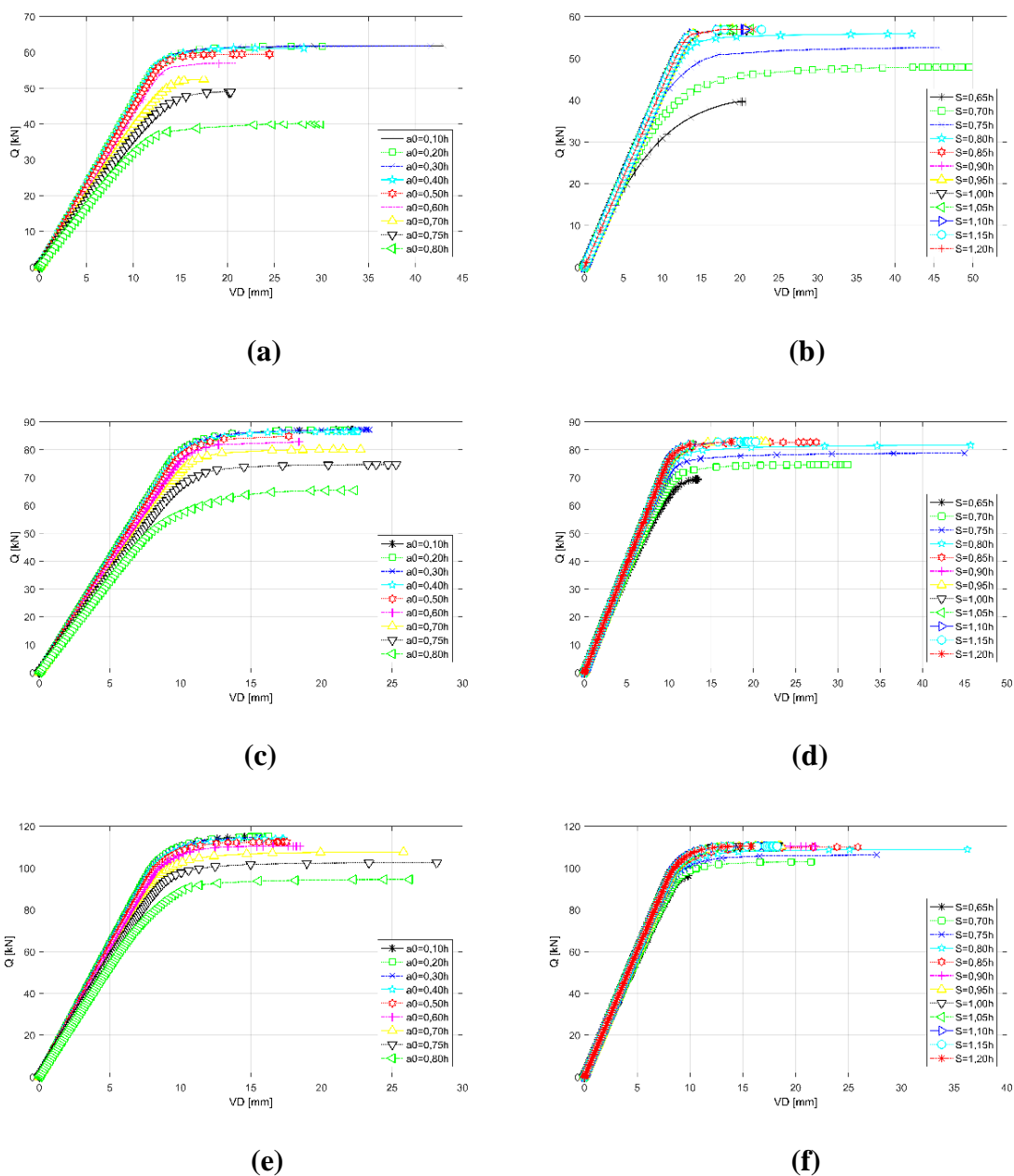
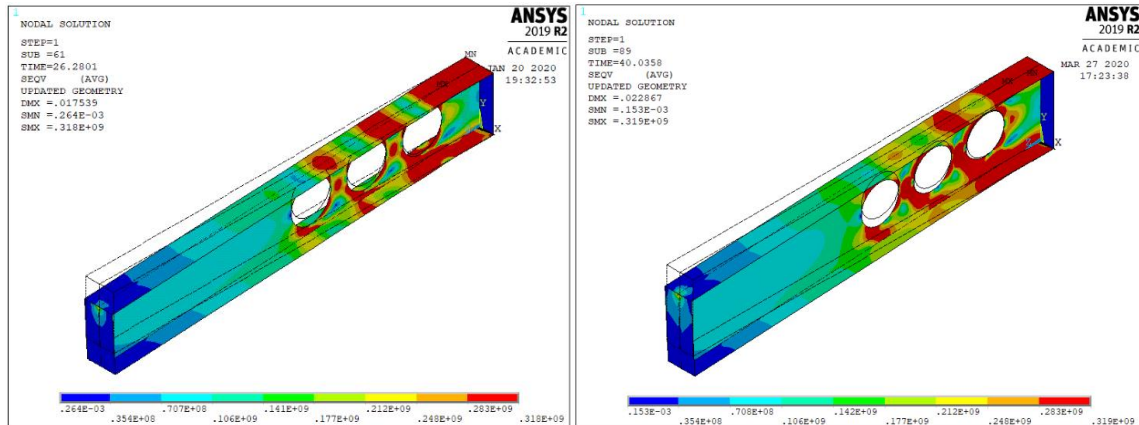


Figura 82- Deslocamento vertical. (a) Variação de a_0 , $S = 1.00h$ e $H = 1.00h$. (b) Variação de S , $a_0 = 0.60h$ e $H = 1.00h$. (c) Variação de a_0 , $S = 1.00h$ e $H = 1.30h$. (d) Variação de S , $a_0 = 0.60h$ e $H = 1.30h$. (e) Variação de a_0 , $S = 1.00h$ e $H = 1.60h$. (f) Variação de S , $a_0 = 0.60h$ e $H = 1.00h$.

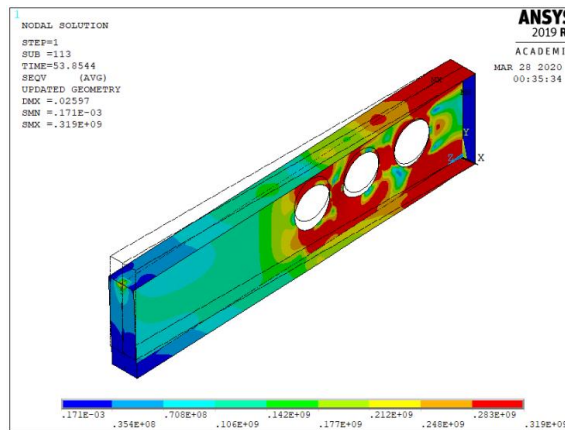
Tomando como exemplo os valores para $H = 1.00h$ que apresentaram os maiores deslocamentos para um mesmo incremento de força, obtidos na Figura 82-(a) e Figura 82(b), representados pela curva de $a_0 = 0.30h$ e pela curva $S = 0.70h$ respectivamente, pode-se

observar um decréscimo no valor de deslocamento final à medida em que a altura é aumentada. Por outro lado, existem casos em que o deslocamento aumenta a medida em que a altura da seção é acrescida, como por exemplo para $a_0 = 0.70h$. Como mostrado na Figura 83, o aumento da seção faz aumentar as tensões no montante da alma, intensificando essa instabilidade local, promovendo um maior deslocamento da estrutura.



(a)

(b)



(c)

Figura 83 - Distribuição de Tensões de Von Mises para uma viga com diâmetro igual a $0.70h$ e S igual a $1.00h$. (a) Para uma altura igual a $1.00h$. (b) Para uma altura igual a $1.30h$. (c) Para uma altura igual a $1.60h$.

5.2.2 Influência da temperatura

Para a análise da influência da temperatura na carga de ruptura e modo de colapso, são destacados os gráficos da carga de colapso pela geometria da estrutura e das imagens da distribuição de tensão de Von Mises, respectivamente, além da influência da temperatura no deslocamento vertical da estrutura, que serão explorados nesse tópico

A Figura 84 representa os gráficos da carga última obtida a partir do Ansys, para as temperaturas de 400°C, 500°C, 600°C e 700°C pela variação do diâmetro. As vigas com a temperatura de 400°C apresentaram dificuldades de convergir e a solução encontrada foi de retirar o coeficiente de dilatação térmica, para que assim o programa pudesse finalmente convergir. Para efeito de comparação, a Figura 84 e a Tabela 16 ilustram a diferença entre uma análise feita em uma viga a 500°C, com e sem o coeficiente de dilatação térmica.

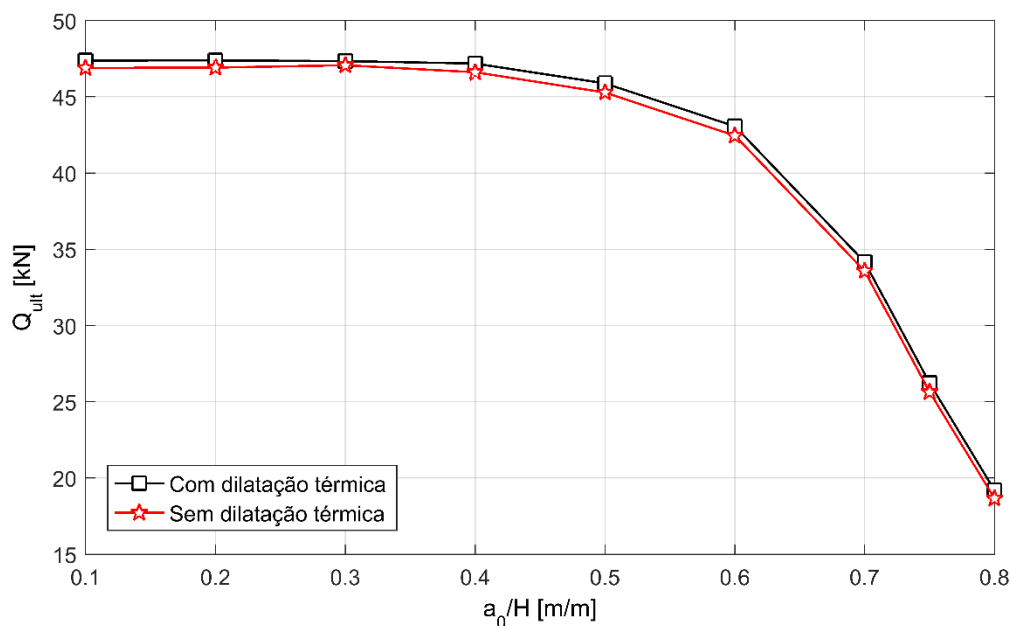


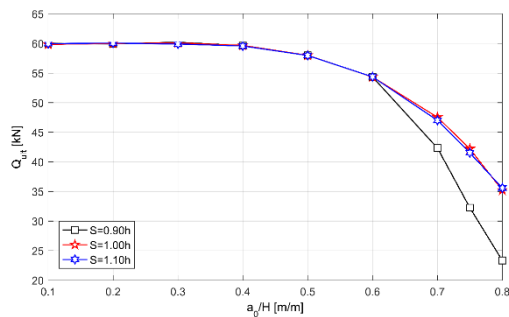
Figura 84 – Curvas do efeito da dilatação térmica no colapso.

Tabela 16 – Valores do efeito da dilatação térmica no colapso.

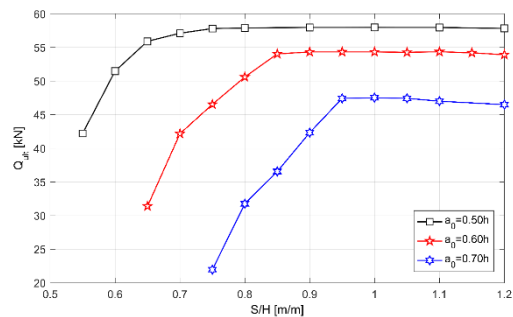
Diâmetro	Q_{ult} com dilatação térmica (kN)	Q_{ult} sem dilatação térmica (kN)	Erro
$a_0 = 0.10h$	47.39	46.90	-1.03%
$a_0 = 0.20h$	47.39	46.92	-0.99%
$a_0 = 0.30h$	47.35	47.08	-0.57%
$a_0 = 0.40h$	47.19	46.62	-1.21%
$a_0 = 0.50h$	45.89	45.29	-1.30%
$a_0 = 0.60h$	43.07	42.46	-1.42%
$a_0 = 0.70h$	34.17	33.58	-1.75%
$a_0 = 0.75h$	26.23	25.65	-2.23%
$a_0 = 0.80h$	19.21	18.66	-2.83%

Conforme apresentado anteriormente, os valores de erro encontrados entre a simulação numérica com e sem dilatação térmica não se mostraram relevantes, apresentando um erro máximo de -2.83% para essa geometria abordada, portanto não comprometerá os resultados, de maneira significativa, das análises com temperatura de 400°C.

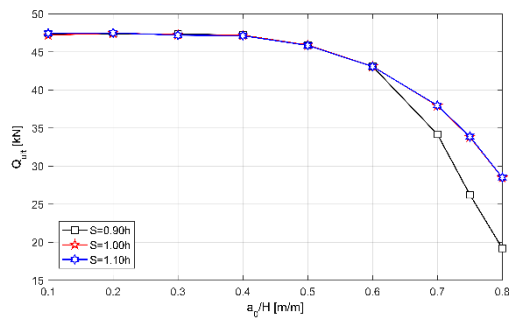
A Figura 85 apresenta os comportamentos da estrutura referente as diferentes temperaturas estudadas, no âmbito de analisar o comportamento da carga de ruptura quando esta está sujeita a diferentes diâmetros e distância entre furações, para um mesmo comprimento de viga.



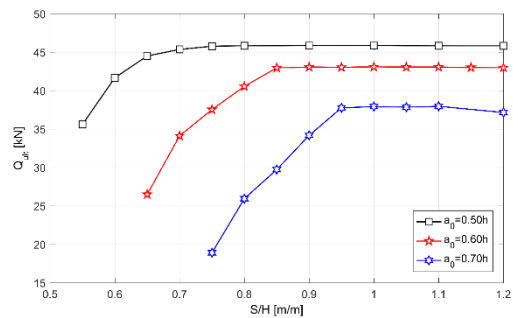
(a)



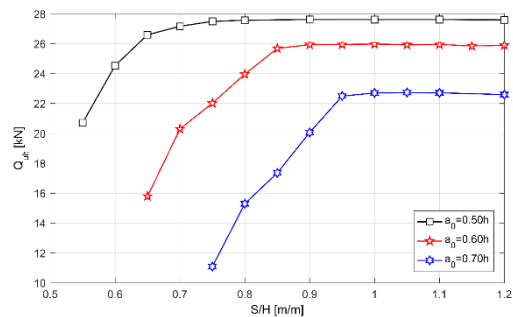
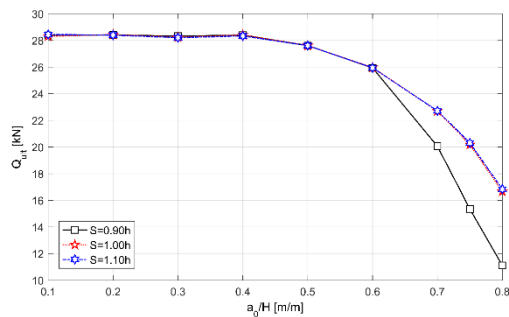
(b)



(c)



(d)



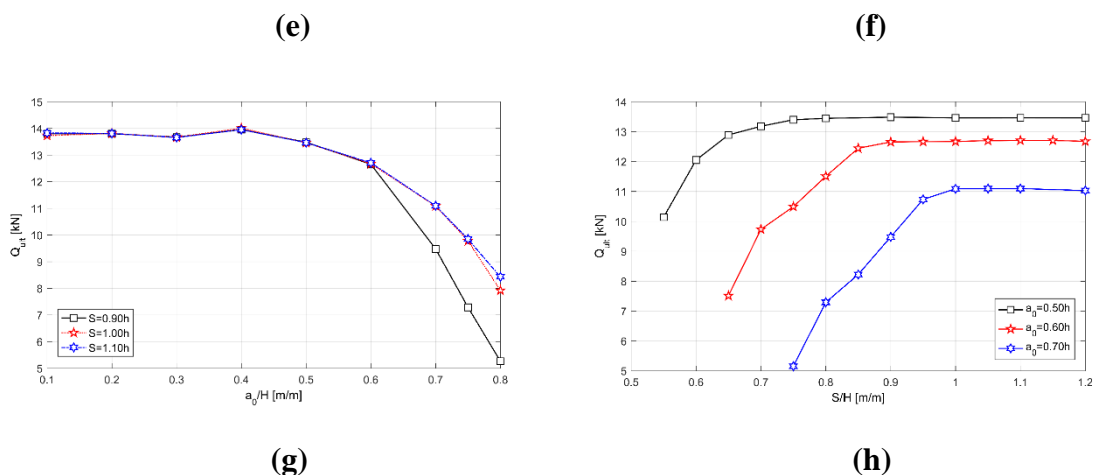


Figura 85 - Carga última para diferentes espaçamentos entre furos variando o diâmetro. (a) $T=400^\circ\text{C}$. (c) $T=500^\circ\text{C}$. (e) $T=600^\circ\text{C}$. (g) $T=700^\circ\text{C}$. Carga última para diferentes diâmetros variando o espaçamento entre furos. (b) $T=400^\circ\text{C}$. (d) $T=500^\circ\text{C}$. (f) $T=600^\circ\text{C}$. (h) $T=700^\circ\text{C}$.

Com os resultados referentes as Figura 85-(a), Figura 85-(c), Figura 85-(e) e Figura 85-(g), pode-se constatar que a estrutura não apresenta diferenças significativas entre $S = 1.00h$ e $S = 1.10h$. Diferença essa que pode ser notada quando comparado com o valor de $S = 0.90h$, que deixa de apresentar semelhança a partir do momento em que os furos ultrapassam o diâmetro de $a_0 = 0.60h$.

Para as curvas com a variação da distância entre furações, nota-se uma extrema semelhança entre seus comportamentos para as diferentes temperaturas, porém com uma diminuição da carga de colapso relativa ao aumento de temperatura. Ainda vale ressaltar, que independentemente da temperatura, após um acréscimo de $0.25h$ na distância entre furos, o aumento dessa distância deixa de influenciar na resistência da viga.

A Tabela 17 apresenta os valores da carga de colapso para cada temperatura estudada, com a variação do diâmetro, utilizando os valores de $S = 1.00h$ e com a altura fixa e igual a $1.00h$.

Tabela 17 – Carga última para uma dada temperatura.

Temperatura ($^\circ\text{C}$)	Q_{ult} (kN)								
	$a_0 = 0.10h$	$a_0 = 0.20h$	$a_0 = 0.30h$	$a_0 = 0.40h$	$a_0 = 0.50h$	$a_0 = 0.60h$	$a_0 = 0.70h$	$a_0 = 0.75h$	$a_0 = 0.80h$
20	61.88	61.70	61.74	61.17	59.50	56.91	52.56	48.96	40.20
400	59.83	60.00	60.09	59.66	57.98	54.33	47.53	42.19	35.20
500	47.19	47.46	47.26	47.17	45.89	43.09	37.92	33.80	28.47
600	28.31	28.44	28.24	28.42	27.61	25.97	22.70	20.18	16.66

700	13.73	13.81	13.67	14.01	13.46	12.67	11.09	9.78	7.92
-----	-------	-------	-------	-------	-------	-------	-------	------	------

Como esperado, para os casos em que a estrutura rompesse por plastificação, os valores de resistência da estrutura a 400°C não sofreram grandes diferenças quando comparado com a temperatura ambiente, uma vez que o fator de redução da tensão de cedência, segundo o eurocódigo 3 parte 1-2, para essa dada temperatura é igual a 1.00. Diferentemente, quando a estrutura muda seu modo de colapso para modos locais, quem começa a influenciar já não é mais a tensão de cedência, mas sim o módulo de elasticidade, em que este, apresenta um fator de redução de 0.70, segundo o eurocódigo, para a temperatura analisada. É possível então notar um afastamento maior entre as cargas de rupturas obtidas para temperatura de 400°C e para a temperatura ambiente, como por exemplo para um diâmetro igual a $0.75h$, onde há uma diminuição da resistência de cerca de 13.83%.

Para a temperatura de 500°C, era esperado que os casos em que a estrutura rompesse por plastificação da seção tivessem valores mais reduzidos e não tão próximos com os obtidos na temperatura ambiente, uma vez que o fator de redução da tensão de cedência, segundo o eurocódigo para essa nova temperatura é igual a 0.78. Tomando como exemplo $a_0 = 0.10h$ e dividindo o valor da carga de ruptura obtida pela carga à temperatura ambiente, tem-se um valor de fator de redução obtido a partir do Ansys muito próximo do prescrito pelo eurocódigo, sendo ele igual a 0.76. Para os casos em que o aumento do diâmetro começa a influenciar na resistência da estrutura, a redução da mesma passa a acontecer de maneira mais acentuada, como por exemplo, para um $a_0 = 0.75h$, o valor do fator de redução, obtido a partir das cargas de colapso encontradas, é igual a 0.69.

De maneira análoga o processo se repete para as temperaturas de 600°C e 700°C, em que para os casos analisados com diâmetros pouco relevantes, tanto para a carga de colapso quanto para o modo de colapso, como por exemplo $a_0 = 0.10h$, as estruturas apresentam um fator de redução da tensão de cedência, calculados a partir do Ansys, igual a 0.46 e 0.22 respectivamente, que se assemelham muito aos definidos pela norma, que correspondem aos valores de 0.47 e 0.23, observando uma diminuição na resistência de cerca de 54.25% e 77.81%, quando comparados com a temperatura ambiente. Quando os diâmetros ficam suficientemente grandes, ou seja, outros modos de instabilidade começam a aparecer, as estruturas passam a apresentar uma diminuição maior nos valores de resistência, quando

comparados a temperatura ambiente, podendo observar diminuições de 58.78% e 80.02%, para um diâmetro igual a $0.75h$ e nas respectivas temperaturas de 600°C e 700°C .

A Figura 86 e a Tabela 18 apresentam os resultados dos Q_{ult} com a variação do diâmetro para uma temperatura elevada e uma ambiente, a fim de observar como as seções com alturas iguais a $1.00h$, $1.30h$ e $1.60h$, para um $S = 1.00h$, se comportam quando estiverem sob temperatura igual a 600°C .

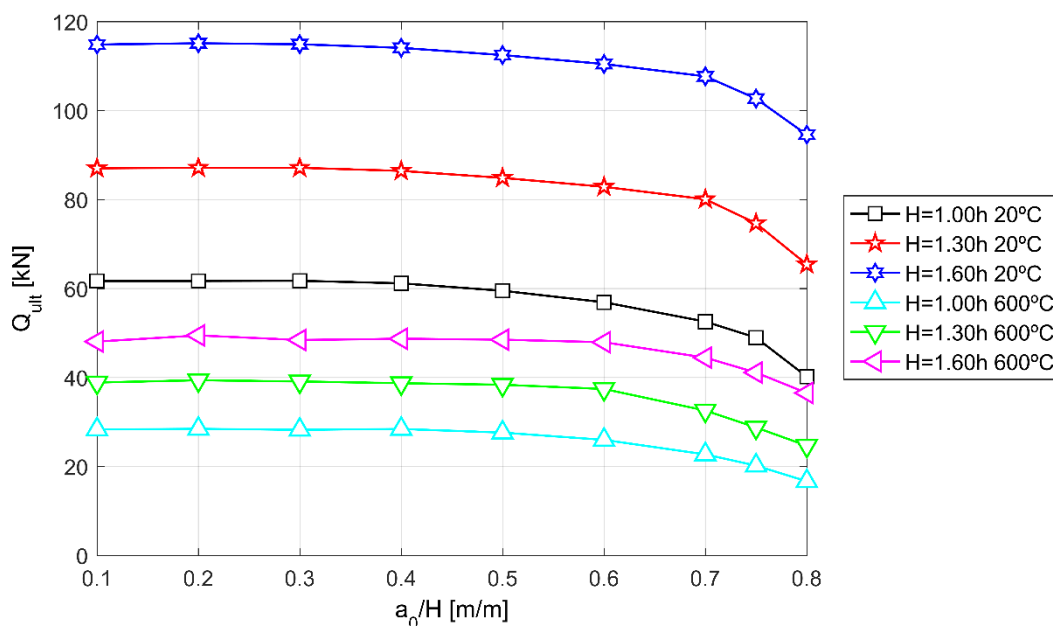


Figura 86 - Carga última para diferentes H e temperatura, variando o diâmetro.

As curvas, independentemente da temperatura e da altura, apresentaram comportamento extremamente semelhantes, consistindo em valores de resistência extremamente próximos entre os três primeiros comprimentos de abertura estudados, e do quarto em diante apresentando um decréscimo na resistência, com um acentuado decréscimo entre os valores de $a_0 = 0.75h$ e $a_0 = 0.80h$

Tabela 18 - Carga última para diferentes H e temperatura, variando o diâmetro.

Diâmetro	$H = 1.00h$			$H = 1.30h$			$H = 1.60h$		
	Temperatura (°C)		Diferença (%)	Temperatura (°C)		Diferença (%)	Temperatura (°C)		Diferença (%)
	20	600		20	600		20	600	
$a_0 = 0.10h$	61.69	28.31	-54.11	87.04	38.87	-55.35	114.86	48.07	-58.15

$a_0 = 0.20h$	61.70	28.44	-53.90	87.15	39.38	-54.82	115.14	49.45	-57.05
$a_0 = 0.30h$	61.74	28.24	-54.26	87.15	39.10	-55.13	114.92	48.42	-57.87
$a_0 = 0.40h$	61.17	28.42	-53.53	86.45	38.71	-55.22	114.11	48.71	-57.32
$a_0 = 0.50h$	59.50	27.61	-53.60	84.87	38.36	-54.80	112.49	48.50	-56.89
$a_0 = 0.60h$	56.91	25.97	-54.37	82.87	37.41	-54.85	110.48	47.92	-56.62
$a_0 = 0.70h$	52.56	22.70	-56.80	80.07	32.57	-59.33	107.71	44.46	-58.72
$a_0 = 0.75h$	48.96	20.18	-58.78	74.67	28.75	-61.49	102.70	41.11	-59.97
$a_0 = 0.80h$	40.20	16.66	-58.55	65.43	24.66	-62.31	94.59	36.52	-61.40

Para a altura de $1.00h$ a estrutura sofreu uma perda média de resistência de cerca de 55.32% com o aumento da temperatura. As maiores perdas de resistência foram para os diâmetros de maior abertura, o que já era esperado, uma vez que o módulo de elasticidade influencia mais que a tensão de cedência quando o tamanho dos furos se torna grande o suficiente para promover instabilidades nas vigas, sabendo que para temperaturas elevadas o fator de redução do módulo de elasticidade é maior que o da tensão de cedência. O mesmo conceito pode ser observado nas seções com alturas iguais a $1.30h$ e $1.60h$, porém estes com média das perdas de resistência igual a 57.03% e 58.22%, respectivamente.

5.3 Comparação do experimental com numérico

Para a comparação entre o numérico e experimental foram atualizadas as geometrias das simulações com as obtidas a partir das vigas ensaiadas conforme a Figura 63 e Tabela 15. Para além da atualização da geometria, foi desconsiderado as imperfeições geométricas, uma vez que o comprimento da viga era muito curto e as imperfeições não se mostraram relevantes.

Como apresentado em 4.4 , os ensaios das vigas alveolares e um novo ensaio para a viga sólida, não puderam ser realizados por conta da pandemia que impossibilitou a utilização dos laboratórios.

A Figura 87 e Figura 88 apresentam a comparação entre os resultados experimentais e numéricos obtidos entre a força aplicada na viga e o deslocamento vertical obtido em sua extremidade para a primeira viga ensaiada B1-1.

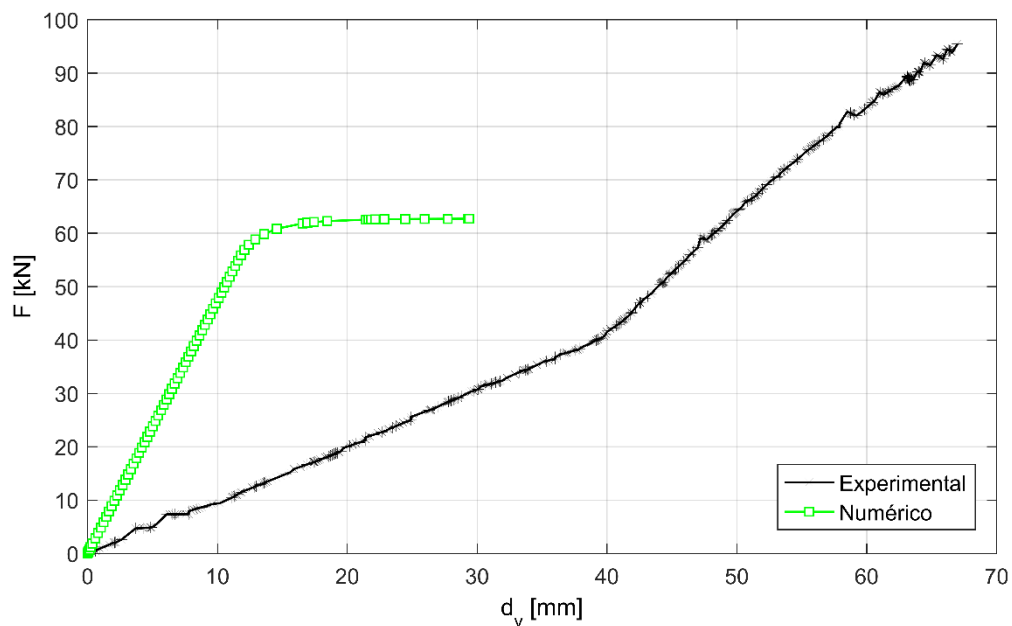


Figura 87 – Gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical na extremidade para o primeiro ensaio da viga B1-1.

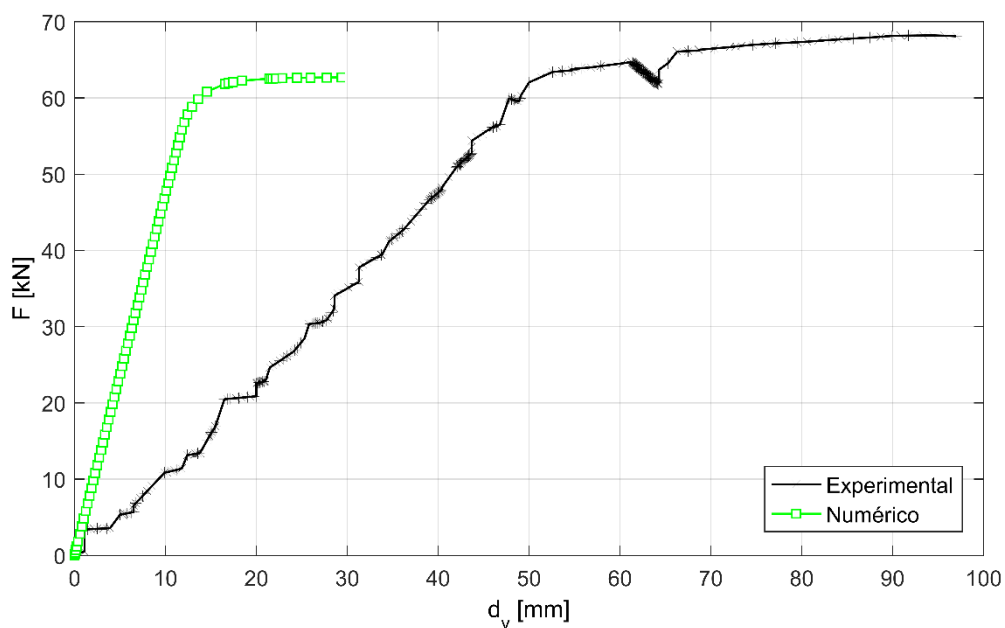


Figura 88 - Gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical na extremidade para o segundo ensaio da viga B1-1.

O primeiro ensaio da viga B1-1, representado na Figura 87, não apresenta resultados conclusivos, uma vez que a viga provavelmente se apoiou nas contenções laterais, não havendo ruptura da mesma.

Para o segundo ensaio B1-1, a viga apresenta um comportamento crescente aproximadamente linear, até atingir cerca de 60kN, tanto para o ensaio experimental, quanto para o numérico, porém com valores de deslocamento diferentes. Enquanto para o numérico os valores de deslocamento na extremidade estão por volta de 15mm para o experimental esses valores chegam a aproximadamente 50mm.

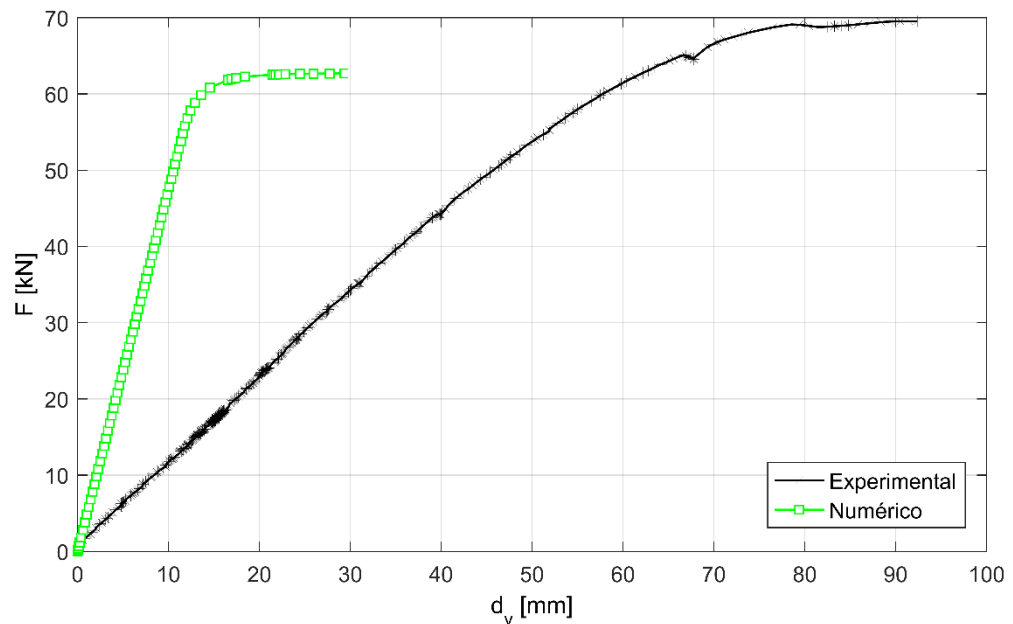


Figura 89 - Gráfico da força aplicada pelo deslocamento vertical na extremidade para o ensaio da viga B1-2.

A segunda viga ensaiada (B1-2) demorou um pouco mais para atingir um patamar horizontal, apresentando valores ainda maiores de deslocamento vertical quando comparadas com a viga anterior. Por outro lado, apesar da estrutura ter rompido na solda, material esse que apresenta características frágeis, a viga apresentou um patamar visível, caracterizando o início de uma plastificação da seção com os valores próximos a 70kN.

5.4 Modelação numérica para o cálculo da tensão crítica

A largura efetiva, b_e , foi calculada utilizando a terceira tensão principal, a fim de obter apenas as tensões de compressão atuantes a uma altura média dos elementos de casca, com uma força equivalente à metade da carga última resistida pela estrutura. Para tal, as tensões obtidas no último montante da alma foram atualizadas para que apresentassem apenas dois

intervalos, as tensões de compressão em azul e as de tração em vermelho, conforme presente nas Figura 90-(a) e Figura 90-(b).

Para determinar o valor da largura efetiva, foram determinadas duas retas, que serviram de guias para a obtenção da inclinação final. As retas foram posicionadas nas regiões em que houveram a transição das tensões de compressão para tração, conforme demonstrado na Figura 90-(a). Após a determinação das retas, pôde-se então calcular o ângulo de cada reta, em relação a horizontal, para então obter um valor médio dos mesmos, que foram posteriormente utilizados para reajustar o posicionamento das retas. Após obter a posições finais de cada reta, calculou-se as distâncias perpendiculares às retas, denominadas por b_e , conforme a Figura 90-(b).

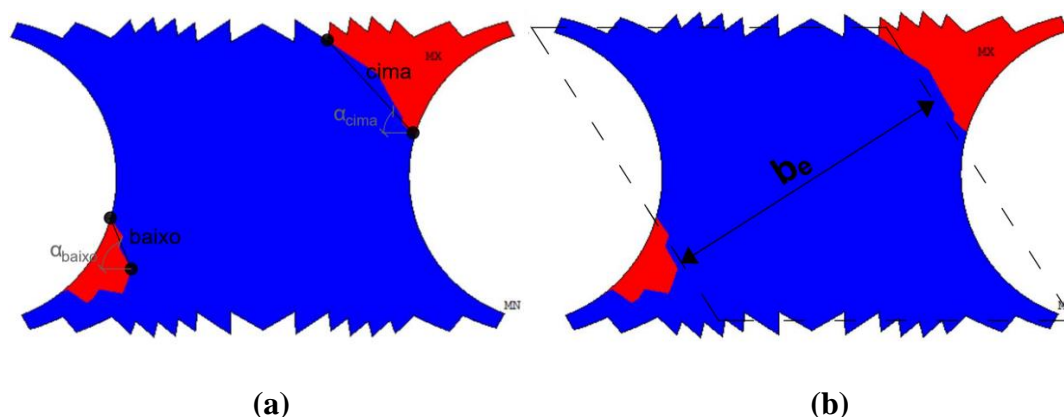


Figura 90 – Determinação do b_e . (a) Posicionamento das retas. (b) Determinação da distância b_e a partir da inclinação média das retas.

Para obter o comprimento efetivo, determinou-se a distância entre o centro do montante da alma e o nó que apresentava a maior tensão de compressão no montante analisado.

Tabela 19 – Dimensões dos ângulos e b_e obtidos para diferentes vigas.

Geometria		b_e [mm]	$b_{e,Ansys}$ [mm]	l_{eff} [mm]	$l_{eff,Ansys}$ [mm]
$a_0 = 0.5h$	$S = 0.6h$	11.00	27.10	56.10	17.10
	$S = 0.7h$	22.00	51.30	59.20	36.00
$a_0 = 0.6h$	$S = 0.7h$	11.00	28.20	66.90	21.00
	$S = 0.8h$	22.00	54.30	69.60	36.00
$a_0 = 0.7h$	$S = 0.8h$	11.00	29.60	77.80	27.00
	$S = 0.9h$	22.00	57.00	80.10	39.90
$a_0 = 0.8h$	$S = 0.9h$	11.00	33.90	88.70	24.90
	$S = 1.0h$	22.00	51.80	90.70	43.80

Os valores da largura efetiva e do comprimento efetivo obtidos através do *Ansys* foram substancialmente superiores ao calculados a partir da literatura. Para o cálculo da largura efetiva, notou-se em média, um valor 2.56 vezes maior que o calculado, mantendo padrões bem próximos para o montante da alma igual a 0.1h e também para 0.2h. Para o comprimento efetivo, o fato dos valores darem superiores é a favor da segurança, porém o demasiado comprimento pode acabar sendo muito prejudicial financeiramente.

Foram obtidas as tensões críticas para 8 casos com a variação da sua geometria, a fim de observar seu comportamento e compará-lo com os métodos presentes na literatura, verificando suas validades. A Tabela 20 apresenta os valores obtidos a partir do método numérico e dos analíticos.

Tabela 20 – Comparação da tensão crítica entre analítica e numérica.

Geometria	$\sigma_{máx,Ansys}$ [MPa]	Lawson		Bitar		
		$\sigma_{máx,L}$ [MPa]	$\delta_{\sigma_{máx}}$	$\sigma_{máx,B}$ [MPa]	$\delta_{\sigma_{máx}}$	
$a_0 = 0.5h$	$S = 0.6h$	321.79	324.08	0.71%	491.06	52.60%
	$S = 0.7h$	231.12	156.33	-32.36%	242.87	5.08%
$a_0 = 0.6h$	$S = 0.7h$	324.00	341.82	5.50%	516.44	59.39%
	$S = 0.8h$	265.06	174.01	-34.35%	267.76	1.02%
$a_0 = 0.7h$	$S = 0.8h$	320.75	306.87	-4.33%	462.79	44.28%
	$S = 0.9h$	277.39	181.77	-34.47%	278.00	0.22%
$a_0 = 0.8h$	$S = 0.9h$	320.72	300.56	-6.29%	452.73	41.16%
	$S = 1.0h$	258.78	167.68	-35.20%	255.38	-1.31%

Nota-se um padrão em relação ao tamanho do montante da alma para os resultados obtidos. Para os montantes de alma iguais a $0.1h$, os valores de tensão máxima calculados pelo método de Lawson apresentaram uma boa concordância com os valores obtidos pelo *Ansys*, apresentando a maior diferença de 6.39%. Para os montantes da alma iguais a $0.2h$, os valores calculados pelo método analítico proposto por Bitar apresentaram resultados bem satisfatórios para o cálculo da tensão máxima no montante, apresentando uma diferença máxima de 5.08%. Os valores do erro, δ , foram calculados de acordo com a Equação (83).

$$\delta = \frac{\text{fator calculado} - \text{resultado do Ansys}}{\text{resultado do Ansys}} \quad (83)$$

Capítulo 6: CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1 Conclusões gerais

Neste trabalho é exibido um estudo sobre o comportamento de vigas alveolares em temperaturas ambiente e elevadas, com ênfase no comportamento do montante da alma. Para isso foi realizado um estudo numérico não linear, no *Software Ansys Mechanical APDL*, analisando os modos de falha ocorridos para cada geometria utilizada, assim como suas respectivas cargas de colapso. Um estudo experimental foi iniciado, percorrendo desde a execução do suporte responsável por encastrar a viga, até as próprias vigas para ensaio, porém devido as orientações de fechamento dos Institutos, por conta do COVID-19, os ensaios de flexão tiveram suas continuidades interrompidas.

A partir do estudo realizado, pode-se concluir que o tamanho dos furos influencia mais que o espaçamento entre furos, seja para temperatura ambiente ou temperatura elevada. Para os casos estudados, a partir de montantes da alma maiores ou iguais que $0.25h$, o aumento do espaçamento entre furos influencia minimamente, apresentando modos e cargas de colapso referentes ao tamanho do diâmetro dos alvéolos.

Vigas com os montantes da alma extremamente pequenos apresentam encurvadura no montante da alma, a medida com que os montantes vão aumentando, a concentração de tensão de Von Mises vai passando do montante para a seção 2-Tê e regiões próximas dos furos. O aumento da temperatura não influenciou o modo de colapso, porém foi responsável por dissipar o efeito das tensões de Von Mises.

O aumento da estrutura é responsável por aumentar a resistência ao momento plástico da viga, porém o fato de tornar o montante da alma mais esbelto, aumenta o efeito das tensões de Von Mises no montante, concentrando mais tensões no local.

Os resultados experimentais obtidos do deslocamento vertical da estrutura divergiram do método numérico. Uma possível e provável resposta, é que a estrutura utilizada não foi suficiente para garantir o encastramento da viga, sendo preciso então, uma correção no suporte.

Observou-se ainda que as metodologias de cálculo das tensões máximas de compressão apresentaram valores distintos de acordo com a largura do montante da alma. Para montantes iguais a 0.1h o método proposto por Lawson mostrou-se mais eficiente, já para montantes iguais a 0.2h o método de Bitar apresentou melhores resultados. Quanto ao cálculo da largura e comprimento efetivo, ambos apresentam valores divergentes dos encontrados nos resultados numéricos e devem ser aprimorados.

6.2 Sugestões de trabalhos futuros

Devido à escassez de estudos para vigas alveolares, torna-se necessário o aprimoramento do conhecimento a respeito destas vigas. No âmbito de desenvolver melhor este tema, são apresentadas algumas ideologias a serem estudadas.

1. Continuação do trabalho experimental paralizado no Instituto Politécnico de Bragança, por conta a pandemia ocorrida no ano de 2020, a fim de avaliar experimentalmente o comportamento do montante da alma de vigas alveolares. O procedimento experimental pode ser visualizado no Capítulo 4.;
2. Analisar o comportamento termomecânico das vigas alveolares à escala real, comparando-os com os resultados obtidos para temperatura ambiente e com os resultados numéricos, analisando o efeito da temperatura para a carga de colapso e modos de instabilidades;
3. Analisar a fundo a tensão de compressão, assim como a largura efetiva e o comprimento efetivo do montante da alma, propondo um novo método de cálculo, que seja mais fiel com os resultados numéricos para diferentes larguras do montante da alma;
4. Analisar o comportamento de diferentes tipologias de vigas celulares, mostrando a influência do formato da abertura nos diferentes modos de instabilidade e da carga de resistência.

Referências

1. Amen, A. *Castelo de Bragança*. Wikipédia: a enciclopédia livre 2008 28 de setembro de 2011 [cited 2020 12 de abril]; Available from: https://pt.wikipedia.org/wiki/Ficheiro:Castelo_de_Braganca_-_Ameias.jpg.
2. de Abreu, L.M.P., *Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares*. 2011.
3. Oliveira, L.B.d., *Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço para sistemas de piso e de cobertura*. 2012.
4. metals, k. *Increasing use of exposed Westok Cellular beams*. 2018 [cited 2020 13 de abril]; Available from: <https://www.kloECKnermetalsuk.com/latest-news/increasing-use-exposed-westok-cellular-beams/>.
5. S.A., A.C.S., *ACB® and Angelina® beams - A new generation of castellated beams*. 2018: ArcelorMittal. 64.
6. Silva, J.A.d., *ESTUDO NUMÉRICO DA ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO*, in *Engenharia da Construção*. 2019, Instituto Politécnico de Bragança: Bragança, Portugal. p. 154.
7. Sonck, D.J.S.E.I., *Global buckling of castellated and cellular steel beams and columns*. 2014. **24**(4): p. 575-575.
8. Grilo, L.F., *Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço*. 2018.
9. C-Beams. *Cellular Beams*. October 11, 2018 [cited 2020 12 de abril]; Available from: <https://www.c-beams.com/what-are-cellular-beams/>.
10. Ward, J.K. and S.C. Institute, *Design of Composite and Non-composite Cellular Beams*. 1990: Steel Construction Institute.
11. 1A, E.W. *Lecture 1A.1: Introduction to Steel's Role in Construction in Europe*. STEEL CONSTRUCTION: ECONOMIC & COMMERCIAL FACTORS [cited 2020 12 de abril]; Available from: <http://fgg-web.fgg.uni-lj.si/~pmoze/ESDEP/master/wg01a/10100.htm>.
12. P'çstor, M., et al., *Possibilities of Optimizing the Shape and Geometry of Castellated Beams Using Numerical and Experimental Modeling*. 2016. **4**(7): p. 357-362.
13. Vieira, W.B.J.V.-M.U.F.d.V., *Estudo numérico-experimental da flambagem do montante de alma em vigas casteladas de aço*. 2015.
14. Plus, H.P. [cited 2020 20 de abril]; Available from: <https://www.hollandprofielplus.nl/raatliggers-voordelen.html#>.

15. Wang, P., X. Wang, and N.J.E.S. Ma, *Vertical shear buckling capacity of web-posts in castellated steel beams with fillet corner hexagonal web openings*. 2014. **75**: p. 315-326.
16. Vassart, O., et al., *Development of a new composite cellular beam*. Singapore libraries, 2008.
17. Kerdal, D. and D.A. Nethercot, *Failure modes for castellated beams*. Journal of Constructional Steel Research, 1984. **4**(4): p. 295-315.
18. Redwood, R. and S.J.J.o.S.E. Demirdjian, *Castellated beam web buckling in shear*. 1998. **124**(10): p. 1202-1207.
19. Mehmet Polat, S., *Ultimate load capacity of optimally designed cellular beams*. 2011, MIDDLE EAST TECHNICAL UNIVERSITY.
20. Hosain, M. and W. Spiers, *Experiments on castellated steel beams*. 1970: Department of Civil Engineering, University of Saskatchewan.
21. Warren, J., *Ultimate load and deflection behaviour of cellular beams*, in *Civil engineering*. 2001, University of Natal Durban. p. 156.
22. Demirdjian, S., *Stability of castellated beam webs*. 1999, McGill University Montréal.
23. Bitar, D., et al., *Poutres cellulaires acier et mixtes: Partie I Proposition d'un modèle pour la résistance des montants*. 2006. **43**(1): p. 15-39.
24. Piloto, P., et al. *Análise experimental da encurvadura lateral torsional de vigas com reforços transversais*. in *3º Congresso Luso-Moçambicano de Engenharia*. 2003.
25. Piloto, P.A.G.; Mesquita, L.M.R.; Vaz, M.A.P.; Vila Real, P.M.M., *A influência das imperfeições geométricas na resistência de vigas à encurvadura lateral*. Proceedings of the IV Encontro Nacional de Construção Metálica e Mista, 2003.
26. Sonck, D. and J.J.J.o.C.S.R. Belis, *Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams*. 2015. **105**: p. 119-128.
27. Nethercot, D. and D. Kerdal, *Lateral-torsional buckling of castellated beams*. 1982.
28. BADKE-NETO, A., A.F.G. CALENZANI, and W.G. FERREIRA, *Study of methods for the design of cellular composite steel and concrete beams*. Revista IBRACON de Estruturas e Materiais, 2015. **8**.
29. TSAVDARIDIS, K.D. and C. D'MELLO, *Behavior and Strength of Perforated Steel Beams with Novel Web Opening Shapes*. Journal of Constructional Steel Research, 2011. **67**: p. 1605-1620.
30. Halleux, P.J.A.-S.-S., *Limit analysis of castellated steel beams*. 1967. **32**(3): p. 133-144.
31. Wakchaure, M., A.J.I.J.o.E. Sagade, and I. Technology, *Finite element analysis of castellated steel beam*. 2012. **2**(1): p. 365-370.
32. Milligan, B.J.M.S.C., *The "Smart" Solution*. 2001. **41**(5): p. 54-57.
33. Lawson, R.M. and S.J. Hick, *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.

-
34. LUBKE, G., *Dimensionamento Otimizado de Vigas Alveolares de Aço*. 2017, 203p. 2017, Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil)-Programa de Pós-Graduação em
 35. Ellobody, E., *Finite element analysis and design of steel and steel-concrete composite bridges*. 2014: Butterworth-Heinemann.
 36. CEN, *EN 1993-1-5, Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-5: General rules - Plated structural elements* 2006: Brussels, Belgium. p. 53.
 37. Verweij, J.G., *CELLULAR BEAM-COLUMNS IN PORTAL FRAME STRUCTURES*, in *Civil Engineering*. 2010, Delft University of Technology. p. 215.
 38. 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.
 39. Wang, P., C. Liu, and M. Liu, *Large deflection behavior of restrained corrugated web steel beams in a fire*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2016. **126**: p. 92-106.
 40. 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.
 41. Vieira, W.B., et al., *SIMULAÇÃO NUMÉRICA DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS CASTELADAS DE AÇO COM ÊNFASE NA FLAMBAGEM DO MONTANTE DE ALMA* *Science & Engineering Journal*, 2015. **24**: p. 105-113.
 42. VERÍSSIMO, G.d.S., et al. *Dimensionamento de Vigas Alveolares de Aço*. in *CONGRESSO LATINOAMERICANO DA CONSTRUÇÃO METÁLICA*. 2012.
 43. 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.
 44. 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.
 45. Vassart, O., *Analytical model for cellular beams made of hot rolled sections in case of fire*. 2009.
 46. 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: Brúxelas, Bélgica.
 47. Mesquita, L.M.R.d., *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.
 48. Lie, T.J.T.S.H.o.F.P.E., *Fire temperature-time relations*. *The SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, 2002. **Third Edition**. Society of Fire Protection Engineers. USA.
 49. Lie, T.T.J.F.T., *Characteristic temperature curves for various fire severities*. 1974. **10**(4): p. 315-326.
-

50. Blagojević, M.Đ. and D.J.J.T.s. Pešić, *A new curve for temperature-time relationship in compartment fire*. 2011. **15**(2): p. 339-352.
51. CEN, *EN1991-1-2 Eurocode 1: Actions on Structures, Part 1.2: General Actions, Actions on Structures Exposed to Fire*. 2002, European Committee for Standardization: Brussels, Belgium.
52. Mesquita, L.M., et al., *Instabilidade de vigas a altas temperaturas: estudo numérico e experimental*. 2004.
53. CEN, *NP 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.
54. CEN, *Draft EN 1993-1-13, Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-13: Steel beams with large web openings*. . 2017, CEN/TC 250/SC 4 N 1839 - Web Openings in Steel Beams EC3 Part 1-13: European Committee for Standardization: Brussels, Belgium.
55. Clark, J. and H.J.J.o.t.S.D. Hill, *Lateral buckling of beams*. 1960. **86**(7): p. 175-196.
56. Simões, R.A.D., *Manual de dimensionamento de estruturas metálicas: eurocódigo 3: projecto de estruturas metálicas: parte 1-1: regras gerais e regras para edifícios*. 2007.
57. Galéa, Y.J.C.M., *Abaques de déversement pour profilés laminés*. 1981. **4**: p. 39-51.
58. Lawson, R.M., et al., *Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings*. *Journal of Constructional Steel Research*, 2006. **62**: p. 614-629.
59. Bitar, D., T. Demarco, and P. Martin. *Steel and non composite cellular beams-novel approach for design based on experimental studies and numerical investigations*. in *4th Eurosteel Conference*. 2005.
60. Institution, B.S., *Structural use of steelworks in building, in BS5950-1:2000*. 2000, BSI.
61. Lawson, R.M., *Design of FABSEC Cellular Beams in Non-composite and Composite Applications for Both Normal Temperature and Fire Engineering Conditions to SCI AD 269*. 2004: Fabsec Limited.
62. CT12, - *Instituto Português da Qualidade - NP EN 10002-1 – Materiais metálicos - Ensaio de tracção. Parte 1: Método de ensaio (à temperatura ambiente)*. 1990.
63. Andolfato, R.P., J.S. Camacho, and G.d.J.I. Brito, *Extensometria básica*. 2004.
64. GmbH, A., *Cable actuated WS Position and Velocity Sensors, in Instruction Manual*. 2000: Germany. p. 23.
65. Nelson, T. and E. Wang. *Reliable FE-modeling with ANSYS*. in *International ANSYS Conference*. 2004.
66. Vaz, L.E., *Método dos elementos finitos em análise de estruturas*. 2011, Rio de Janeiro: Elsevier Editora Ltda.
67. Cook, R.D., *Finite element modeling for stress analysis*. 1995: Wiley.
68. ANSYS, I., *ANSYS Mechanical APDL Structural Analysis Guide*. 2013: Canonsburg, PA. p. 498.

69. Carvalho, M.F.M.S.d., *Formulação corrotacional para análise de vigas com elementos finitos*. 2010, Faculdade de Ciências e Tecnologia.
70. ANSYS, I., *Theory Reference for the Mechanical APDL and Mechanical Applications*. 2009: Canonsburg, PA.
71. Banerjee, B., J. Chen, and A.J.R.R. Kathirgamanathan, Univ. of Auckland, New Zealand, *Comparison of ANSYS elements SHELL181 and SOLSH190*. 2011.

Anexos

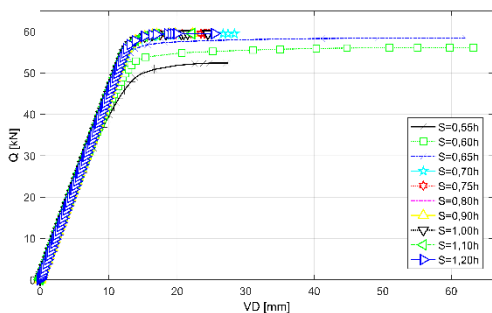
A1 - Gráficos da força pelo deslocamento vertical;

A2 - Distribuição de tensão de Von Mises das vigas alveolares.

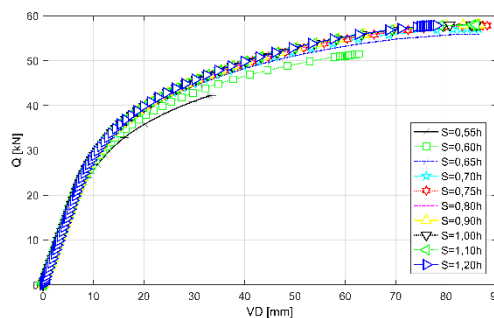
A1. Gráficos da força pelo deslocamento vertical

$$H = 1.0h$$

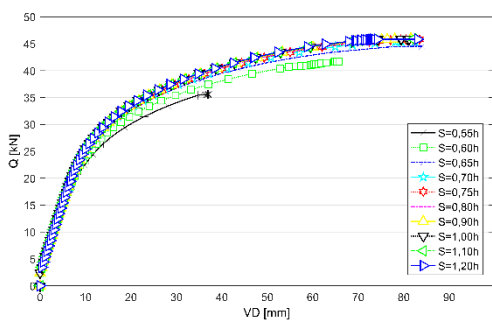
$$a_0 = 0.5h$$



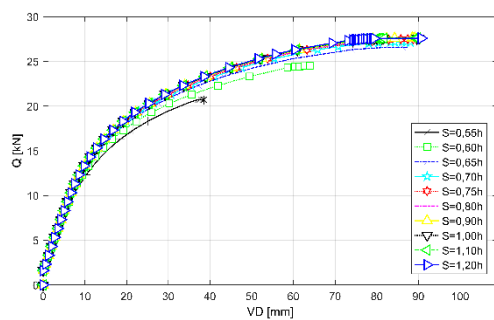
20°C



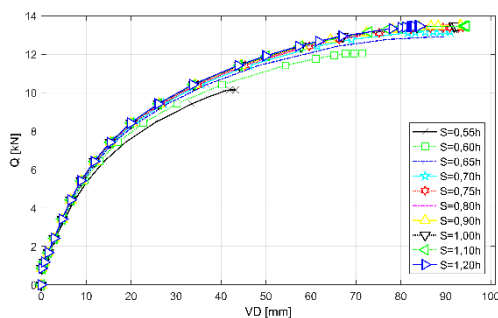
400°C



500°C

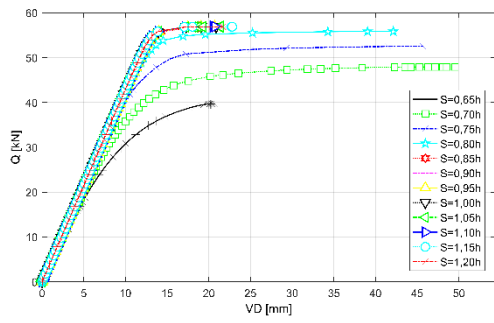


600°C

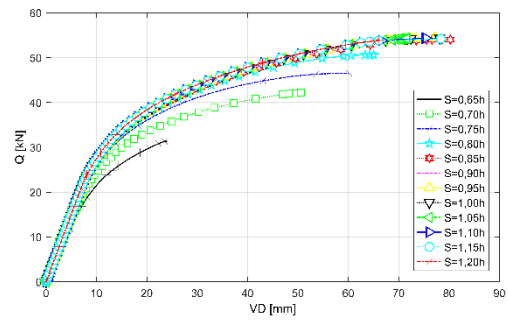


700°C

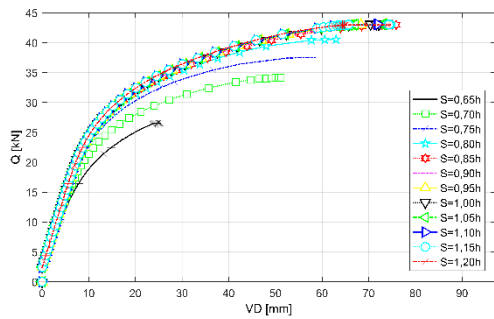
$$a_0 = 0.6h$$



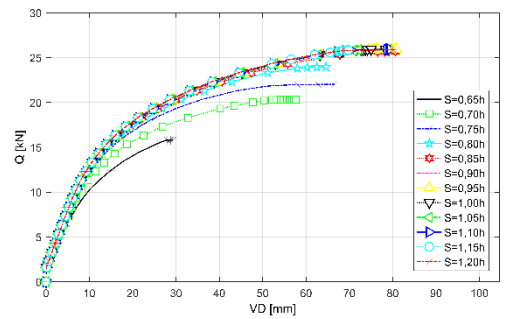
20°C



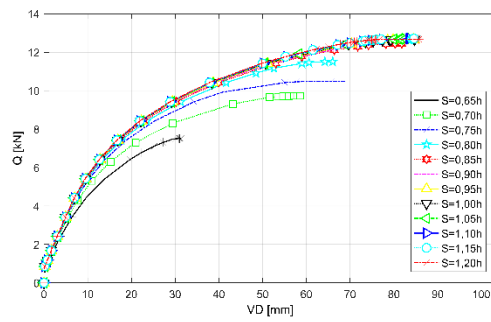
400°C



500°C

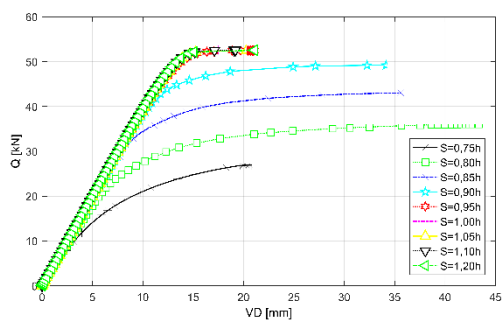


600°C

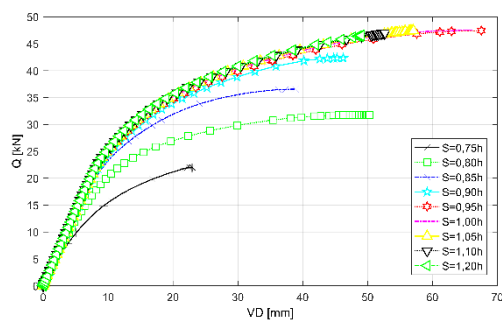


700°C

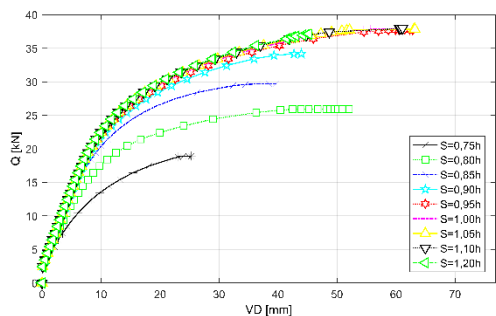
$$a_0 = 0.7h$$



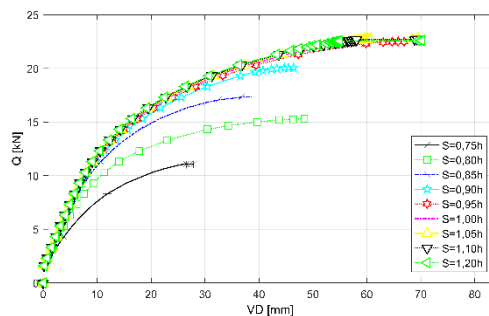
20°C



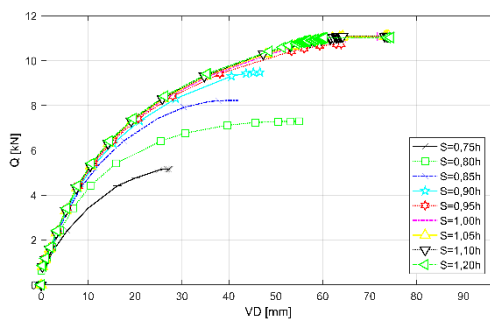
400°C



500°C

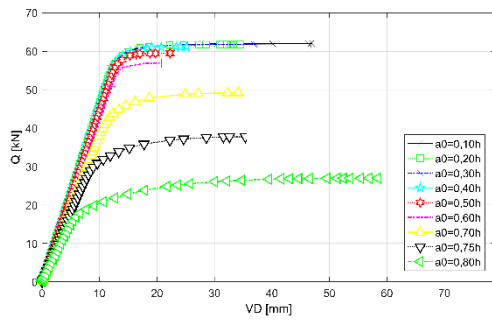


600°C

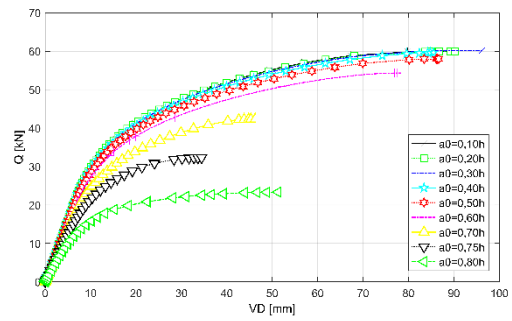


700°C

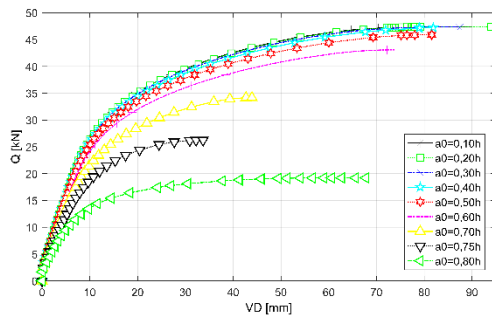
$$S = 0.9h$$



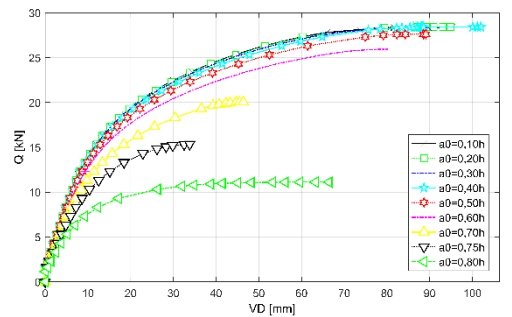
20°C



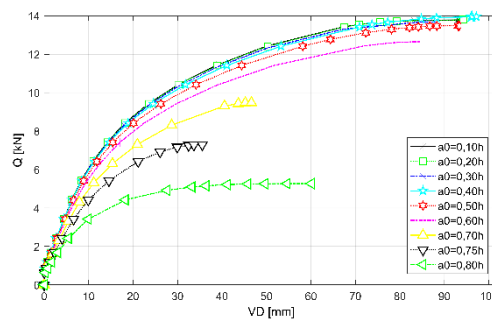
400°C



500°C

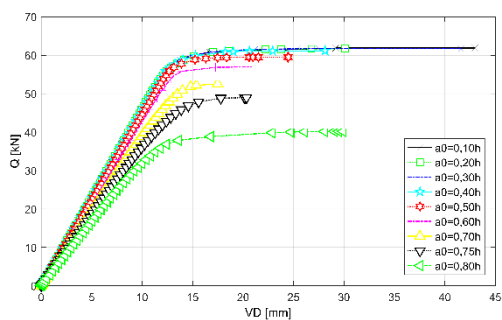


600°C

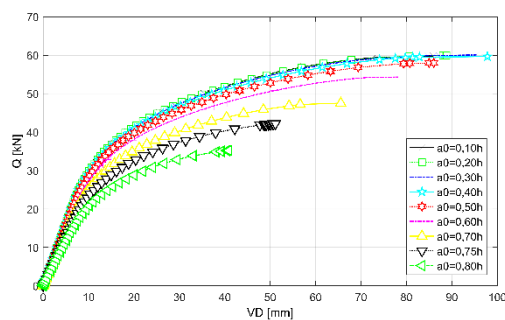


700°C

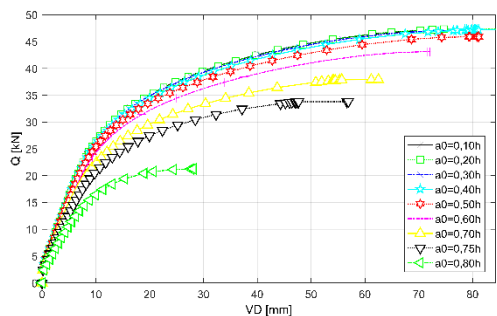
$S = 1.0h$



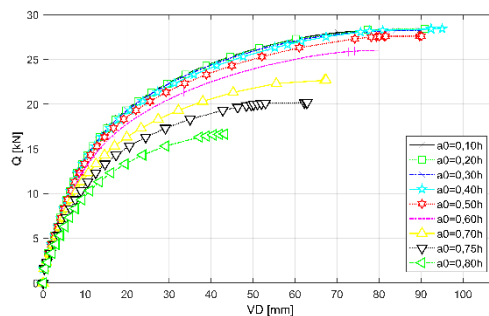
20°C



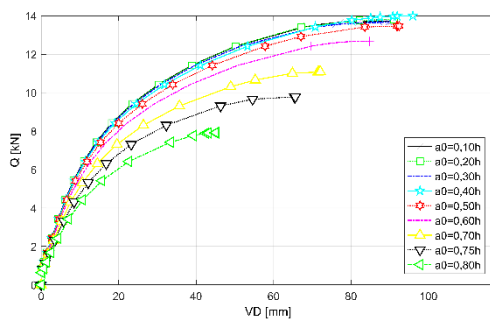
400°C



500°C

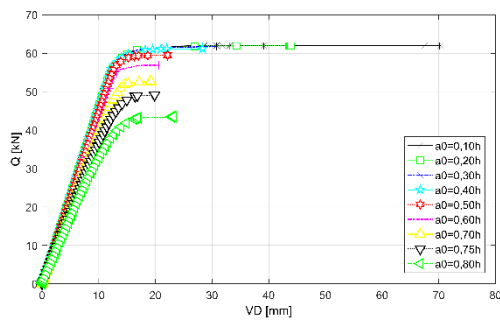


600°C

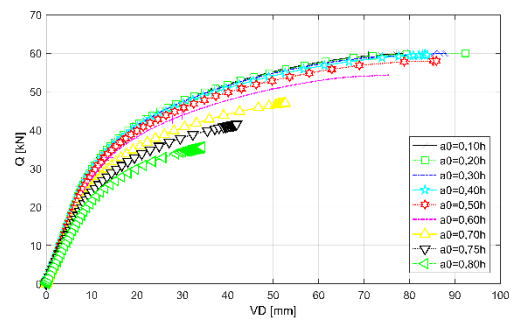


700°C

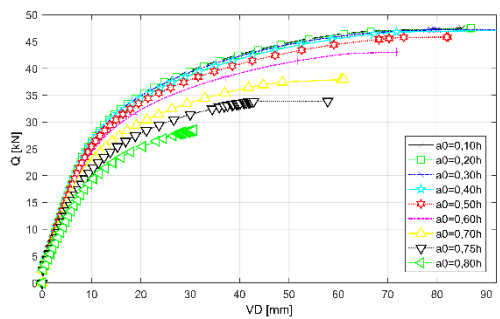
$$S = 1.1h$$



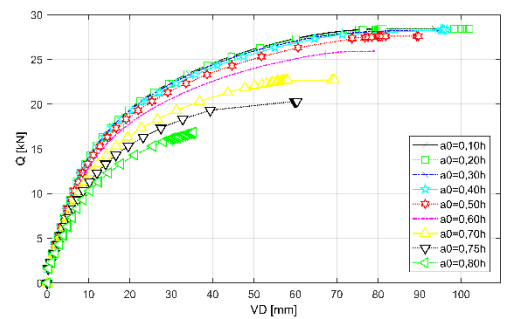
20°C



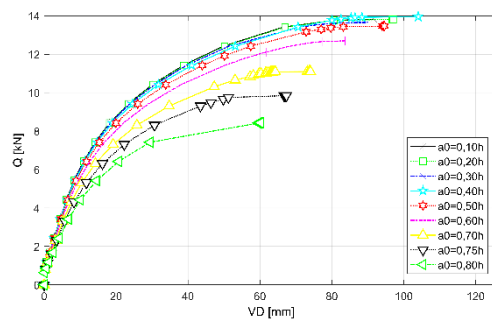
400°C



500°C



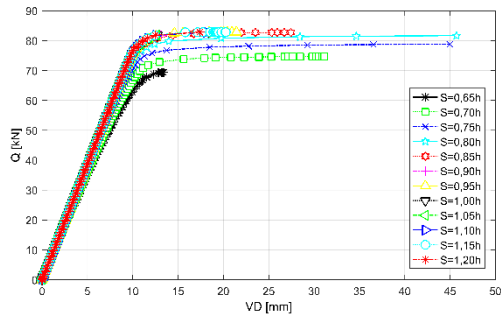
600°C



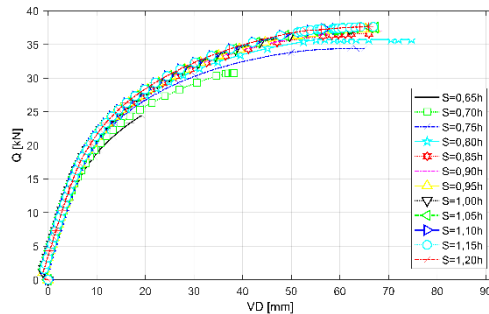
700°C

$H = 1.3h$

$a_0 = 0.6h$

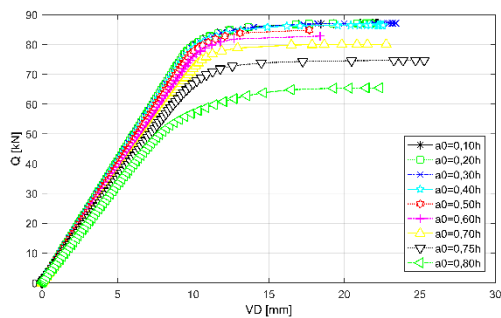


20°C

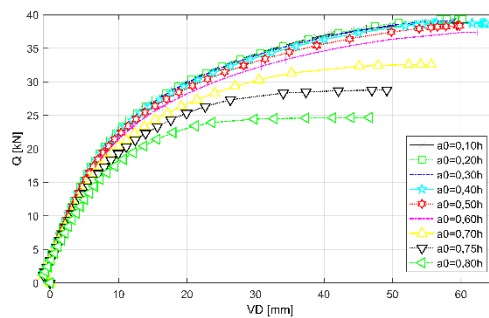


600°C

$S = 1.0h$



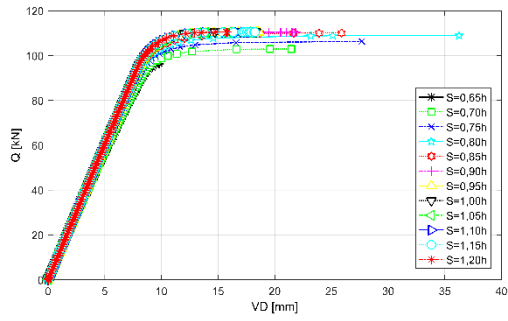
20°C



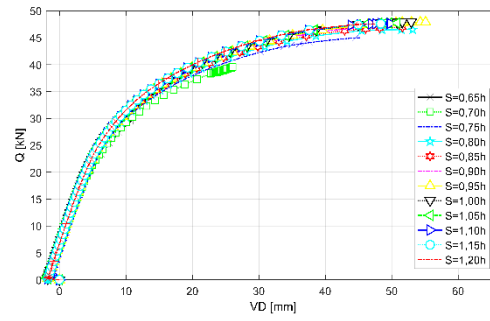
600°C

$H = 1.6h$

$a_0 = 0.6h$

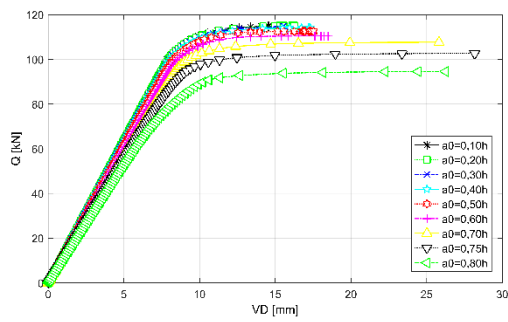


20°C

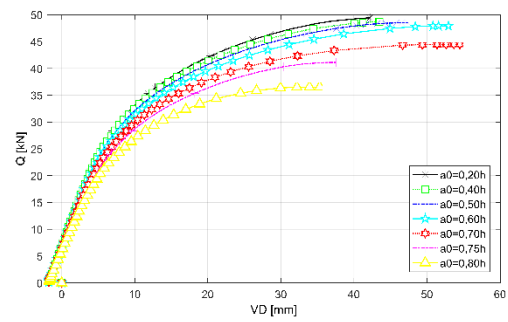


600°C

$S = 1.0h$



20°C

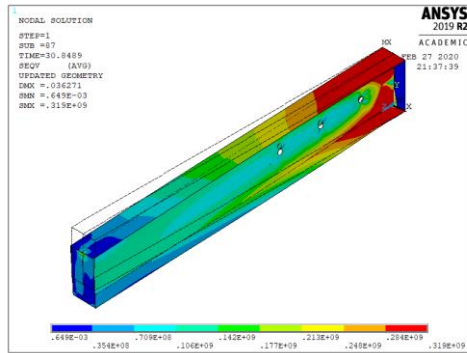


600°C

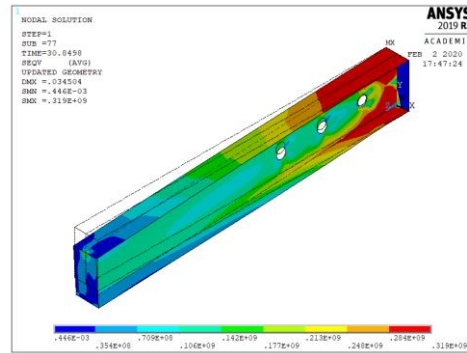
A2. Distribuição de tensão de Von Mises das vigas alveolares

$H = 1.0h$

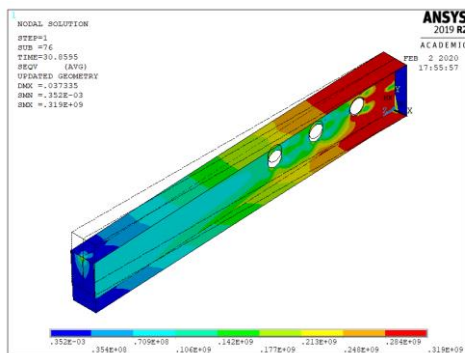
$S = 0.9h-20^\circ\text{C}$



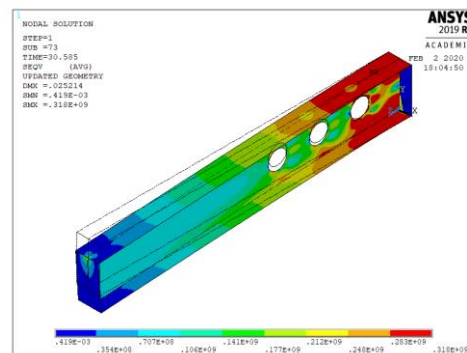
$a_0 = 0.1h$



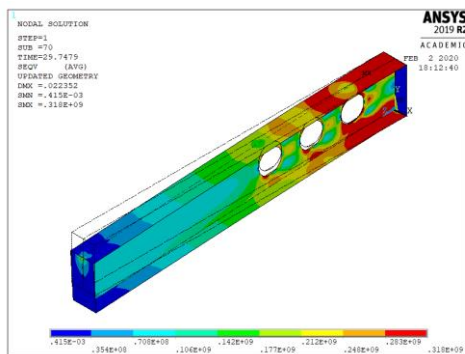
$a_0 = 0.2h$



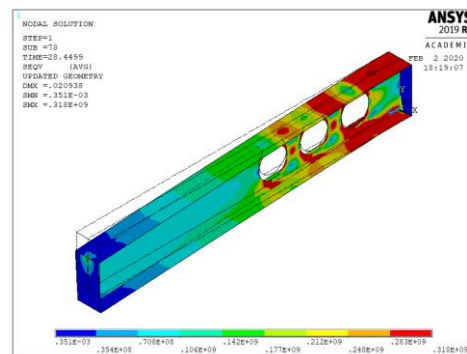
$a_0 = 0.3h$



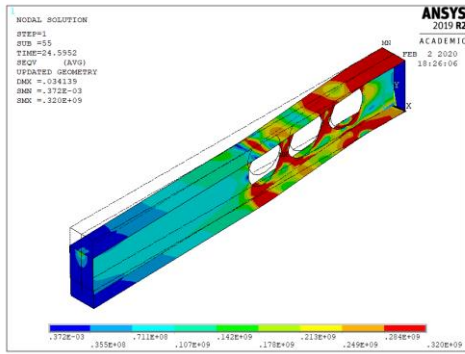
$a_0 = 0.4h$



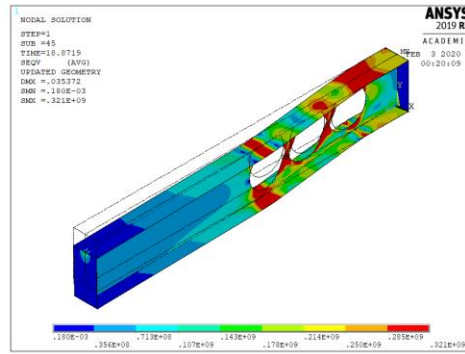
$a_0 = 0.5h$



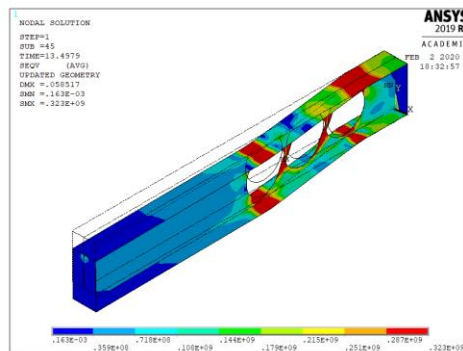
$a_0 = 0.6h$



$$a_0 = 0.7h$$

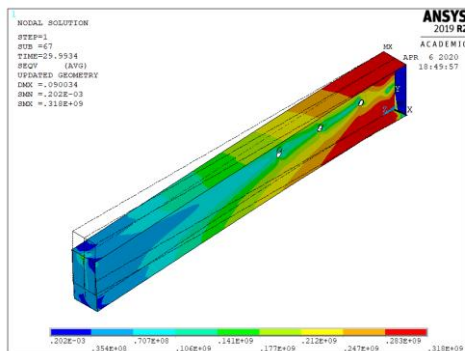


$$a_0 = 0.75h$$

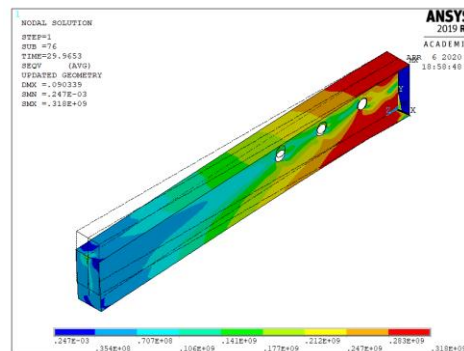


$$a_0 = 0.8h+$$

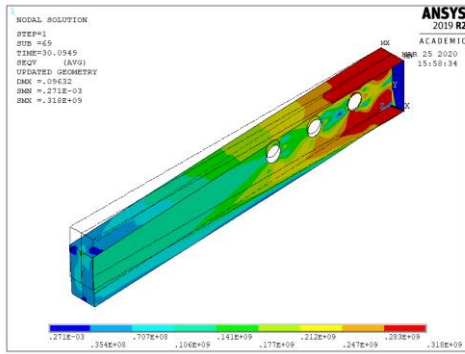
$$S = 0.9h-400^{\circ}\text{C}$$



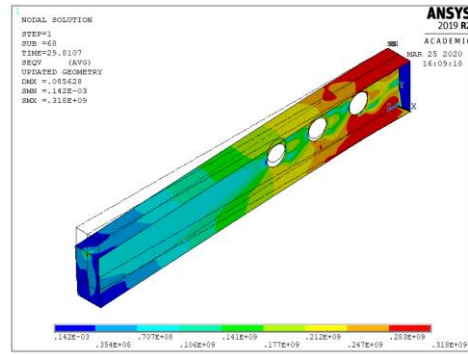
$$a_0 = 0.1h$$



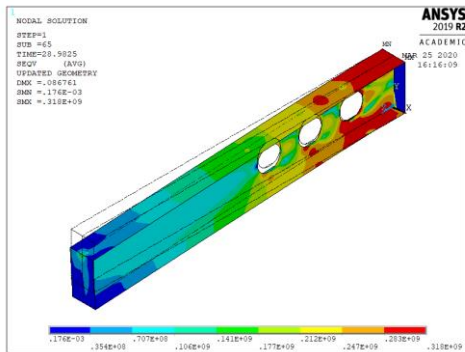
$$a_0 = 0.2h$$



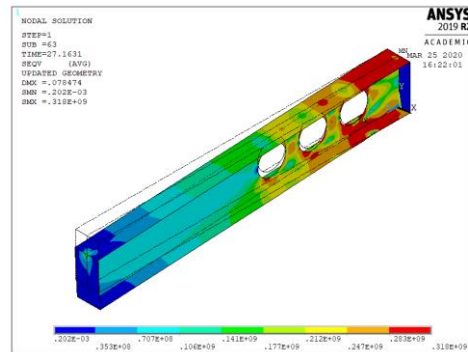
$$a_0 = 0.3h$$



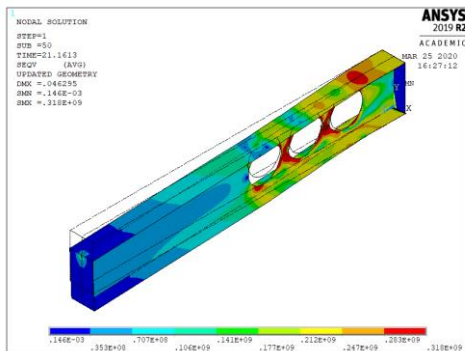
$$a_0 = 0.4h$$



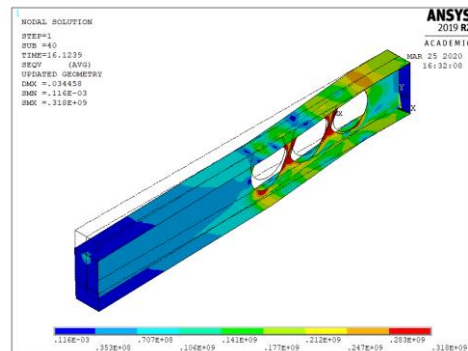
$$a_0 = 0.5h$$



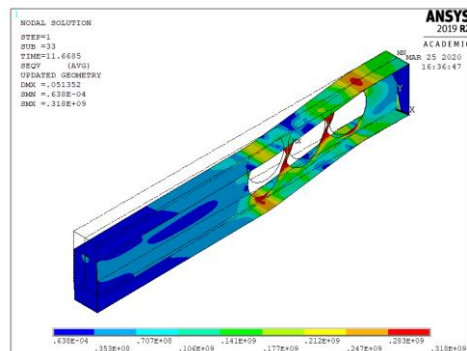
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

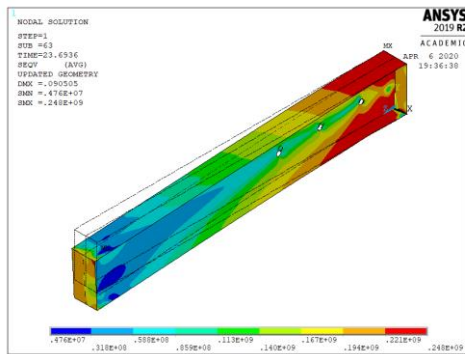


$$a_0 = 0.75h$$

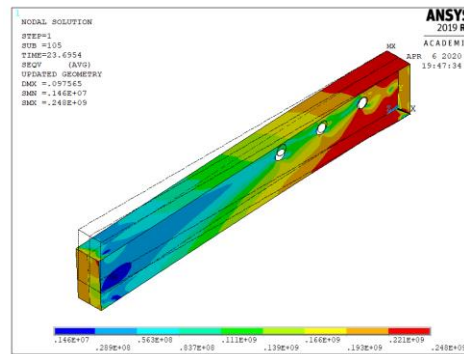


$$a_0 = 0.8h$$

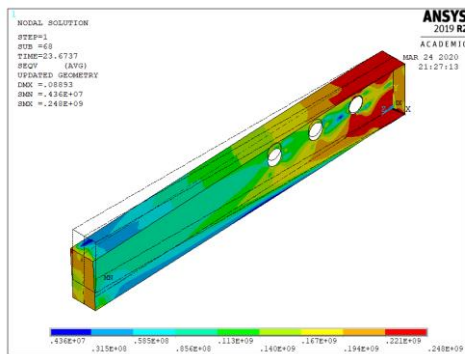
$$S = 0.9h-500^{\circ}\text{C}$$



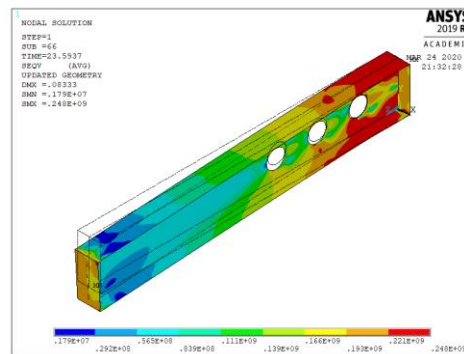
$$a_0 = 0.1h$$



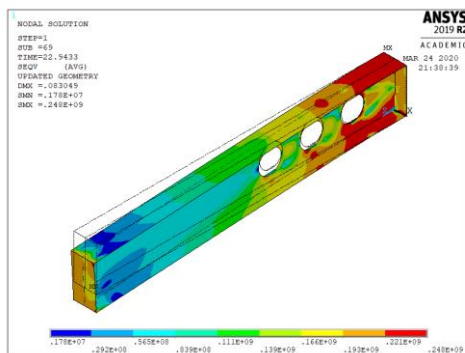
$$a_0 = 0.2h$$



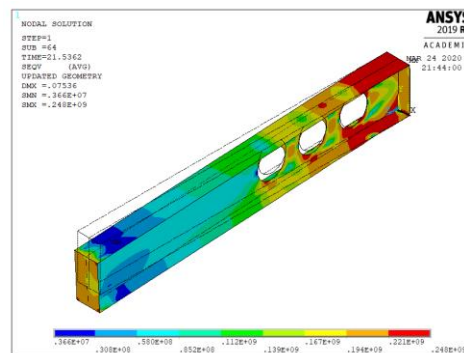
$$a_0 = 0.3h$$



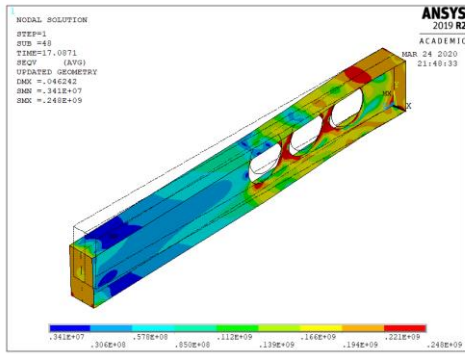
$$a_0 = 0.4h$$



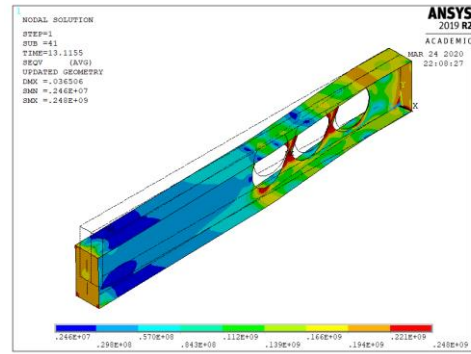
$$a_0 = 0.5h$$



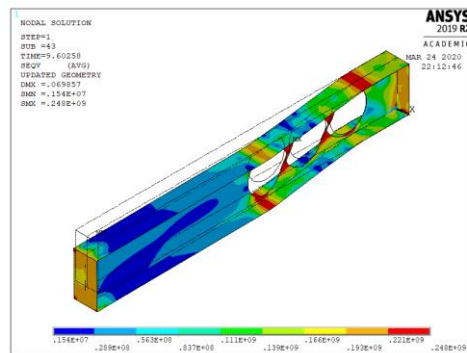
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

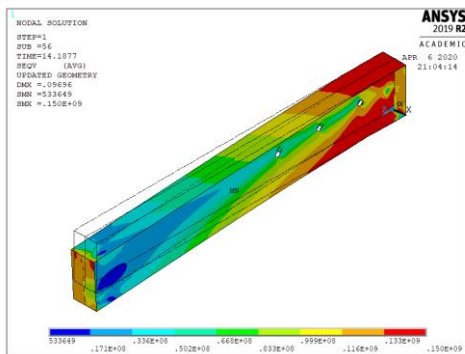


$$a_0 = 0.75h$$

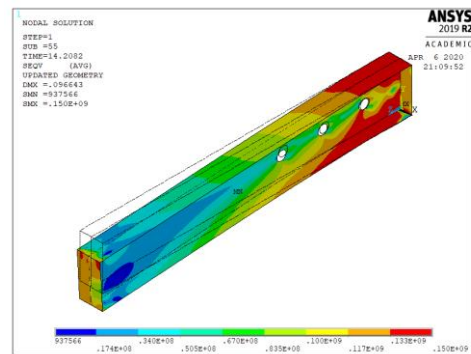


$$a_0 = 0.8h$$

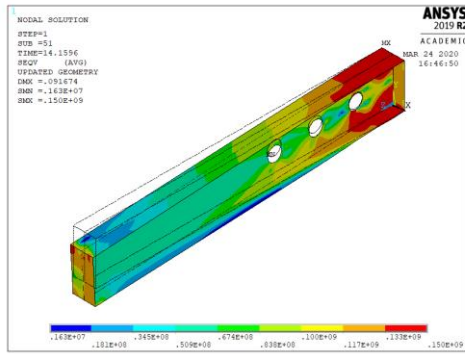
$$S = 0.9h-600^{\circ}\text{C}$$



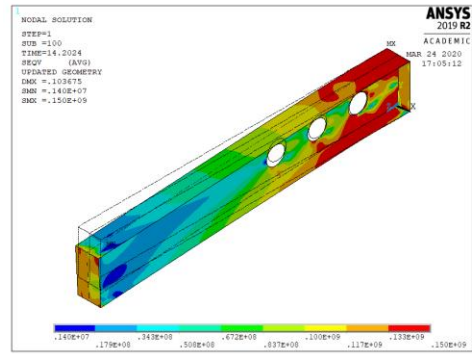
$$a_0 = 0.1h$$



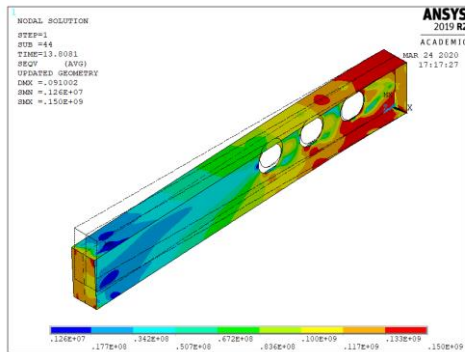
$$a_0 = 0.2h$$



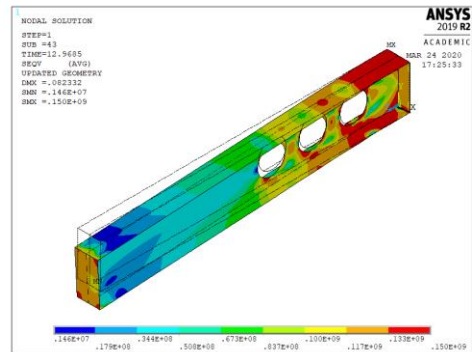
$$a_0 = 0.3h$$



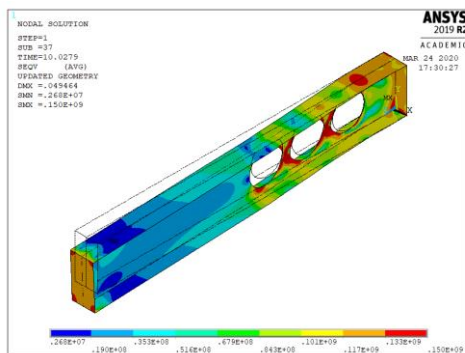
$$a_0 = 0.4h$$



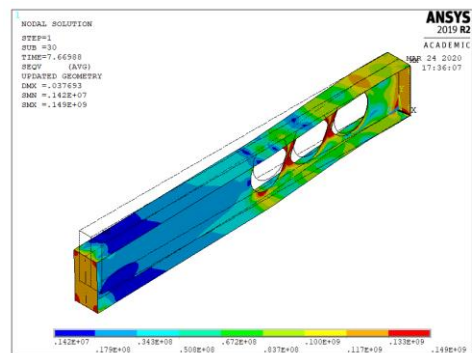
$$a_0 = 0.5h$$



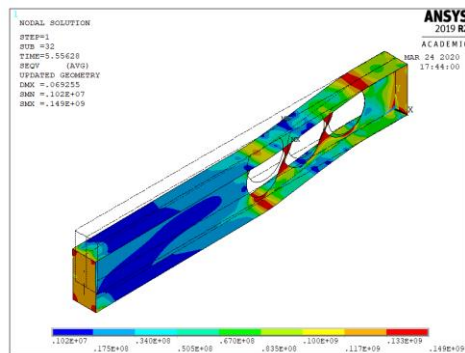
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

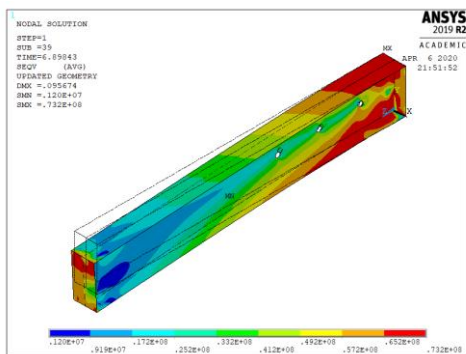


$$a_0 = 0.75h$$

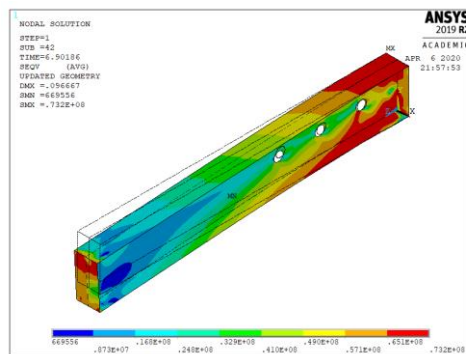


$$a_0 = 0.8h$$

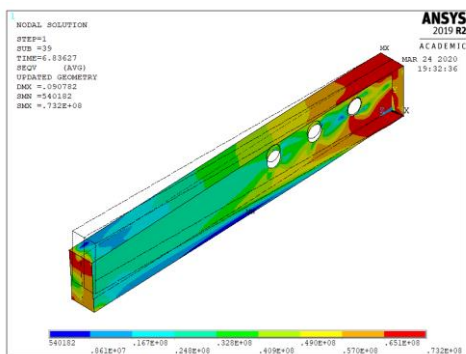
$$S = 0.9h - 700^{\circ}\text{C}$$



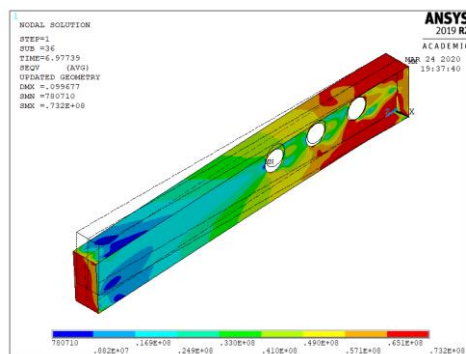
$$a_0 = 0.1h$$



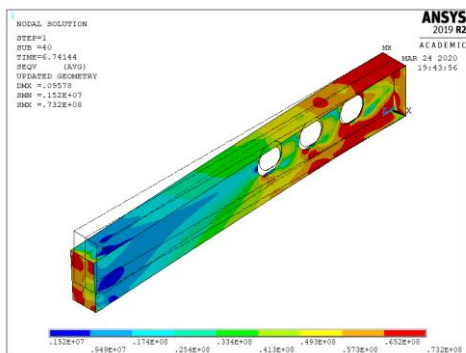
$$a_0 = 0.2h$$



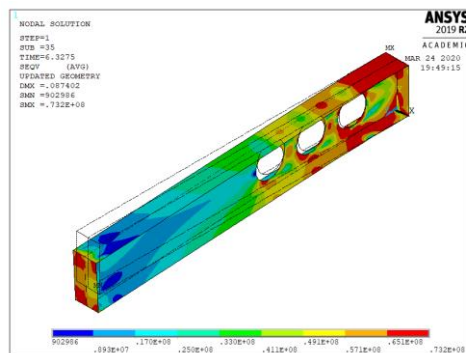
$$a_0 = 0.3h$$



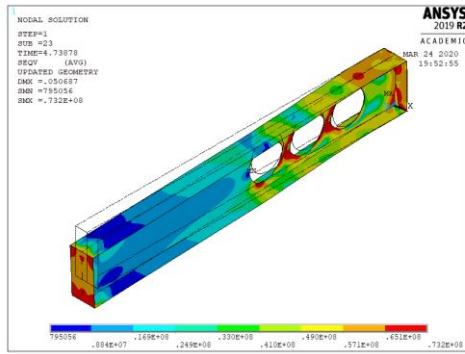
$$a_0 = 0.4h$$



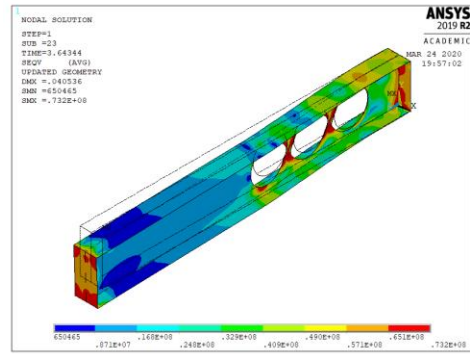
$$a_0 = 0.5h$$



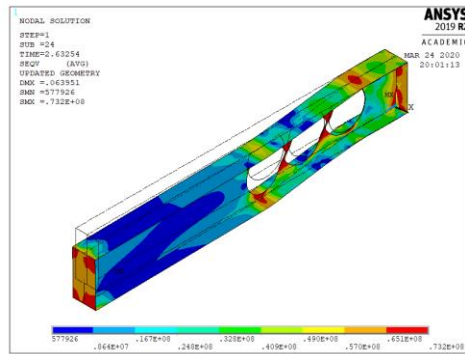
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

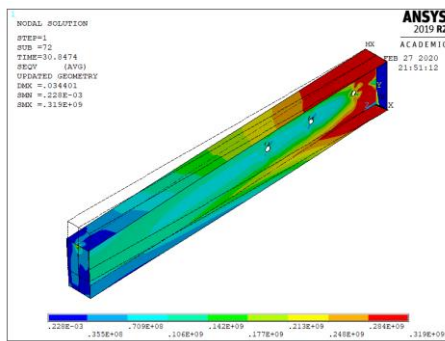


$$a_0 = 0.75h$$

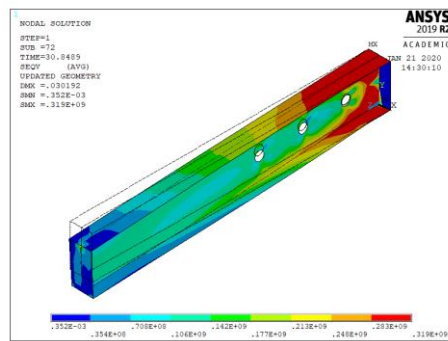


$$a_0 = 0.8h$$

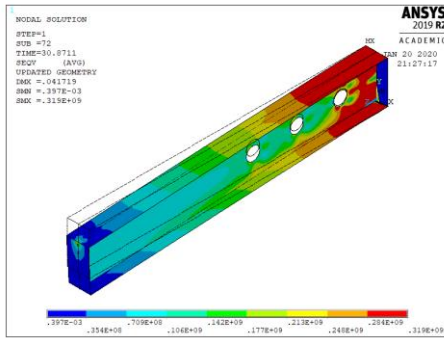
$$S = 1.0h-20^{\circ}\text{C}$$



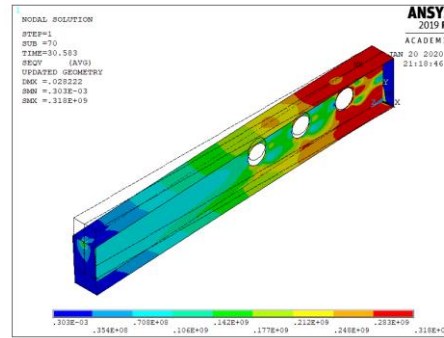
$$a_0 = 0.1h$$



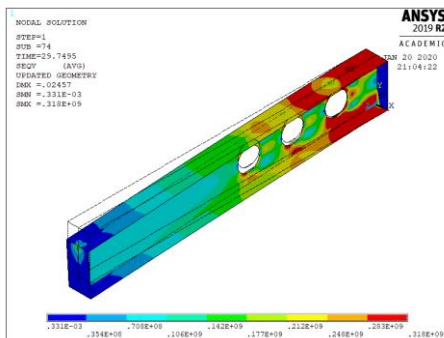
$$a_0 = 0.2h$$



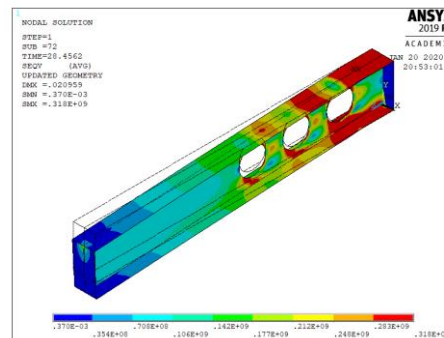
$$a_0 = 0.3h$$



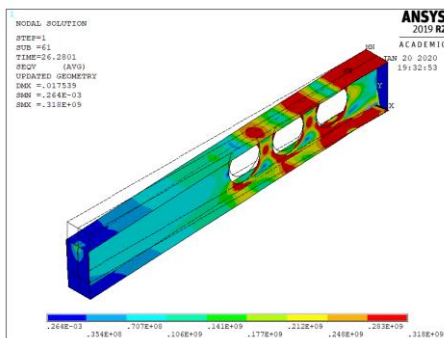
$$a_0 = 0.4h$$



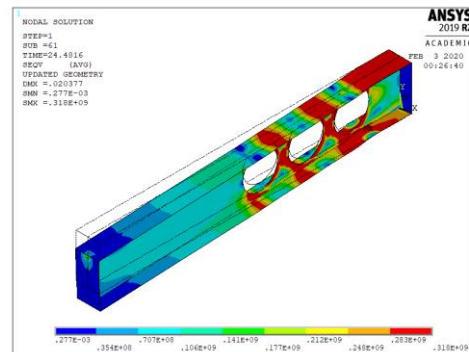
$$a_0 = 0.5h$$



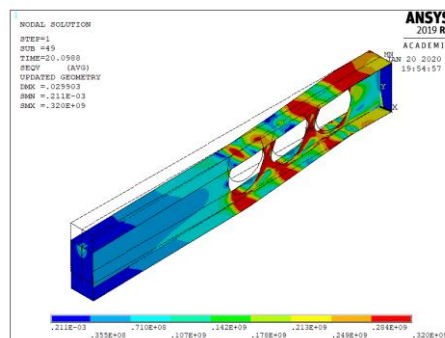
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

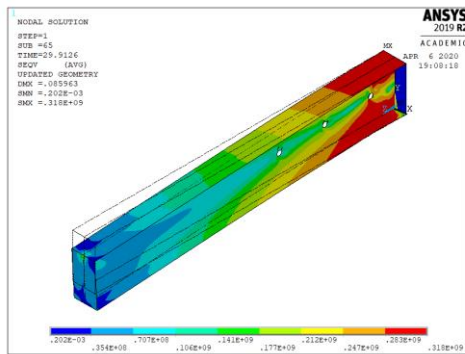


$$a_0 = 0.75h$$

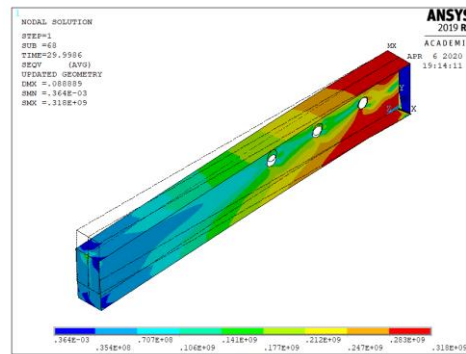


$$a_0 = 0.8h$$

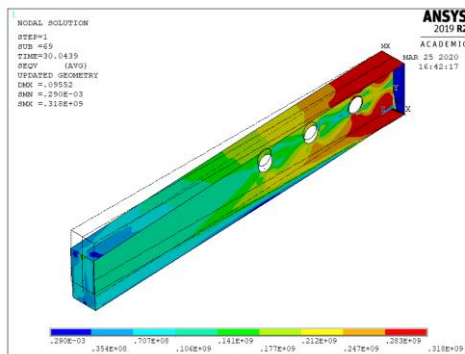
$$S = 1.0h-400^{\circ}\text{C}$$



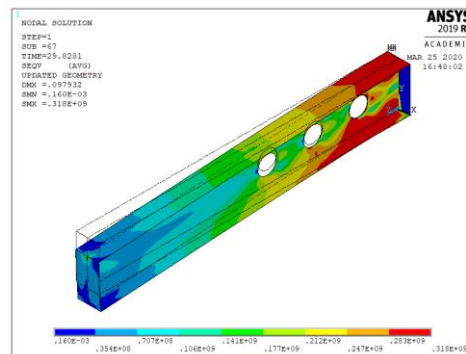
$$a_0 = 0.1h$$



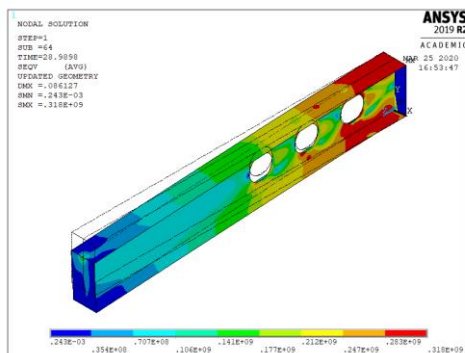
$$a_0 = 0.2h$$



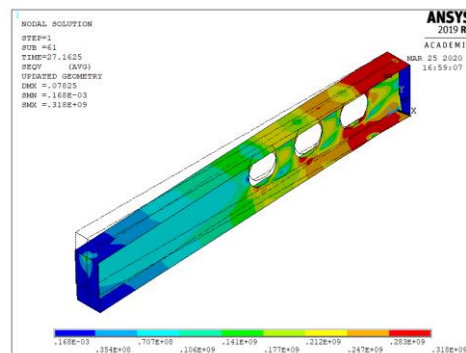
$$a_0 = 0.3h$$



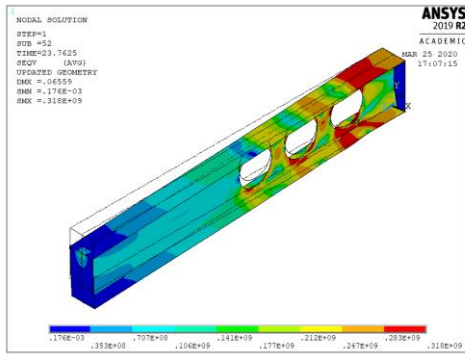
$$a_0 = 0.4h$$



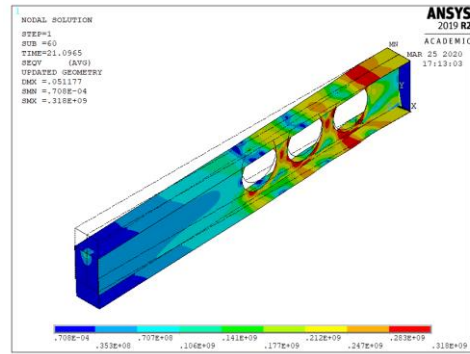
$$a_0 = 0.5h$$



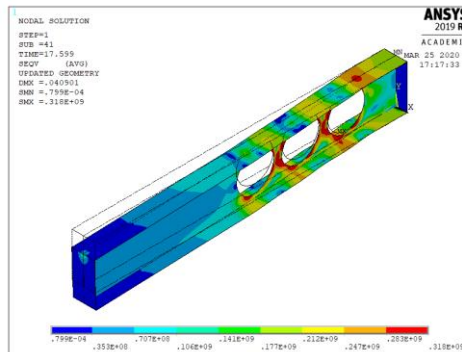
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

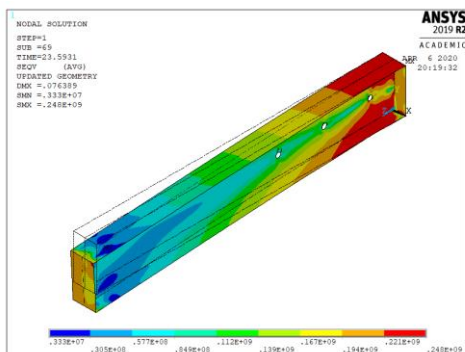


$$a_0 = 0.75h$$

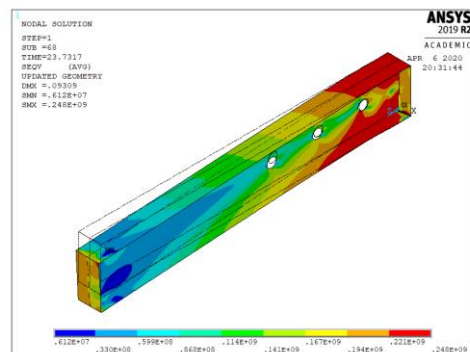


$$a_0 = 0.8h$$

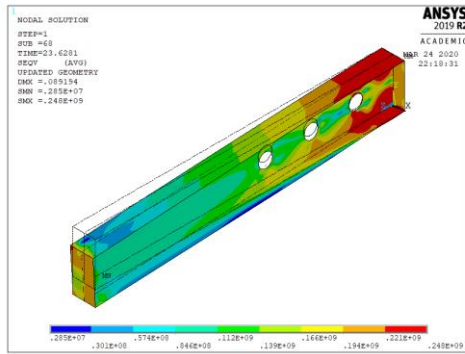
$$S = 1.0h-500^{\circ}\text{C}$$



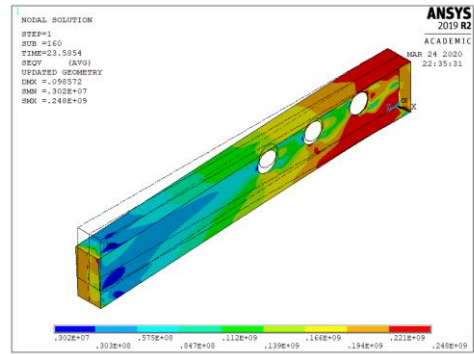
$$a_0 = 0.1h$$



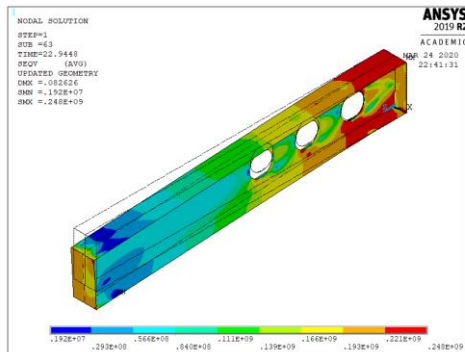
$$a_0 = 0.2h$$



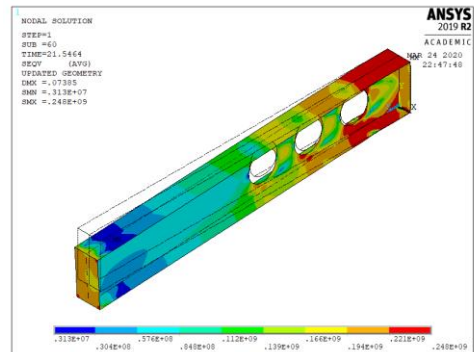
$$a_0 = 0.3h$$



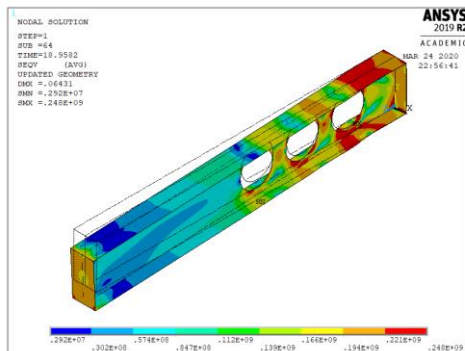
$$a_0 = 0.4h$$



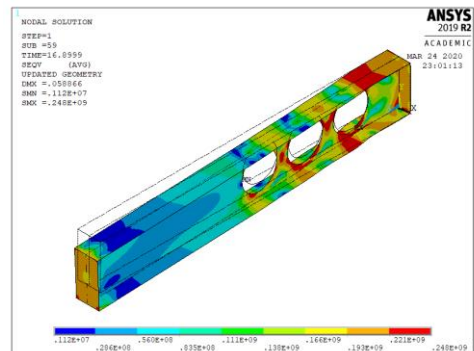
$$a_0 = 0.5h$$



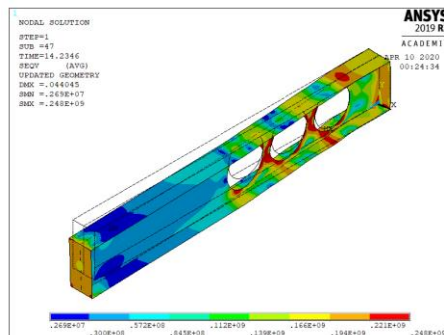
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

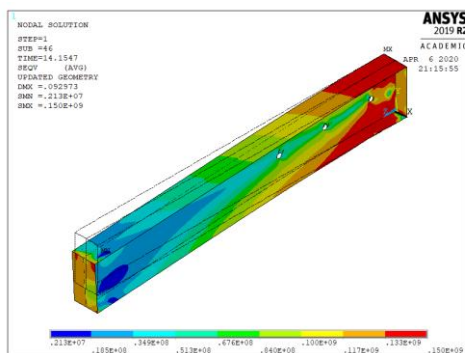


$$a_0 = 0.75h$$

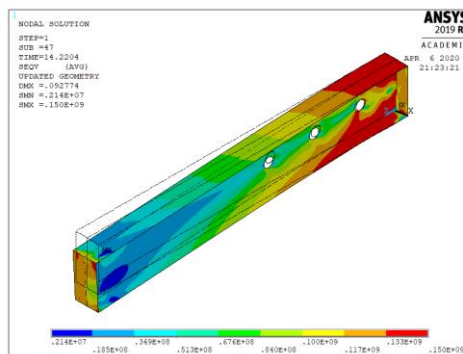


$$a_0 = 0.8h$$

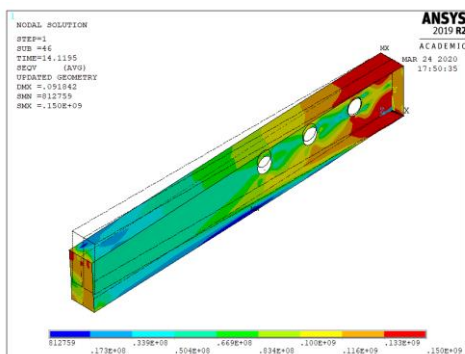
$S = 1.0h-600^{\circ}\text{C}$



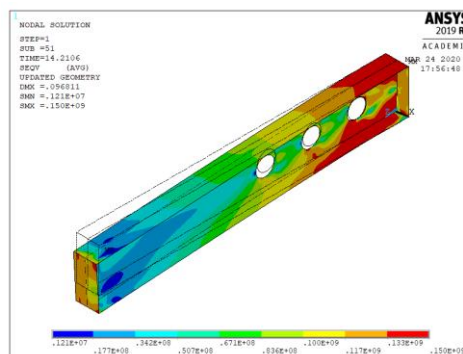
$a_0 = 0.1h$



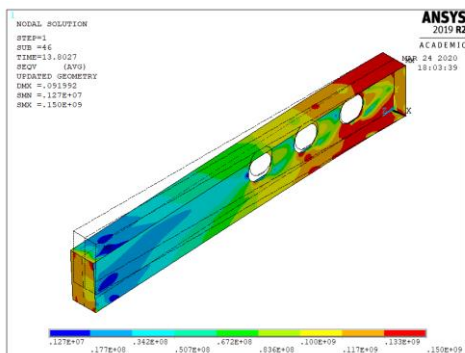
$a_0 = 0.2h$



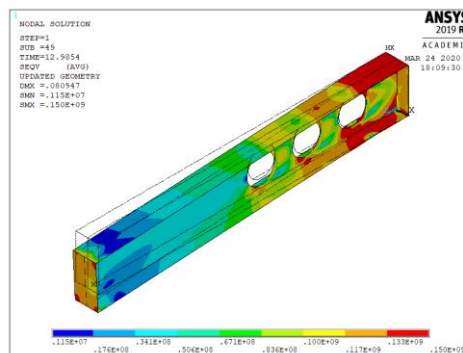
$a_0 = 0.3h$



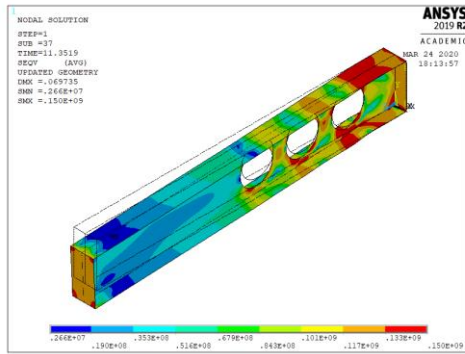
$a_0 = 0.4h$



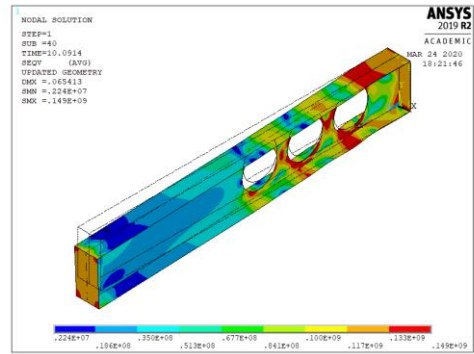
$a_0 = 0.5h$



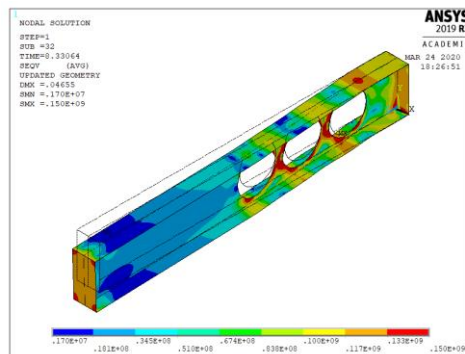
$a_0 = 0.6h$



$$a_0 = 0.7h$$

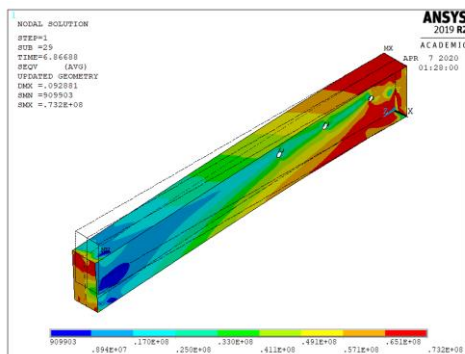


$$a_0 = 0.75h$$

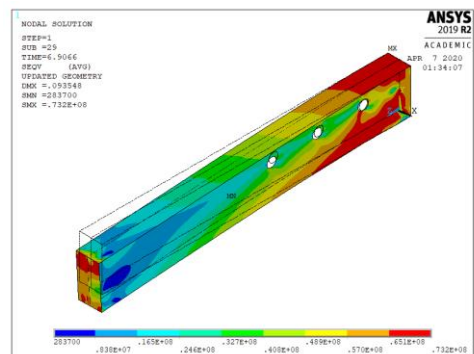


$$a_0 = 0.8h$$

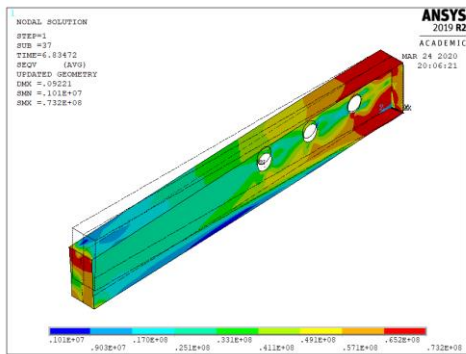
$$S = 1.0h-700^{\circ}\text{C}$$



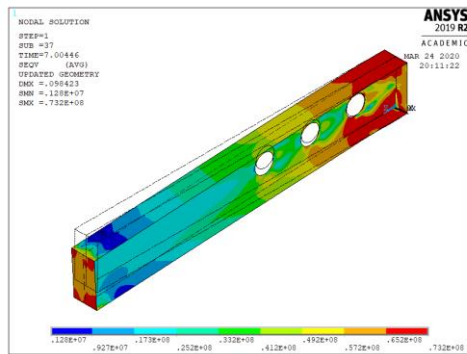
$$a_0 = 0.1h$$



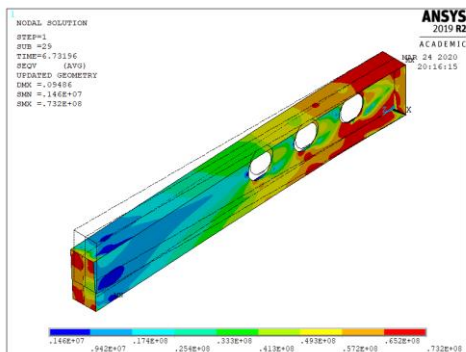
$$a_0 = 0.2h$$



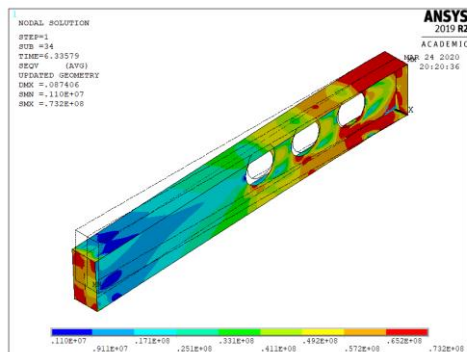
$$a_0 = 0.3h$$



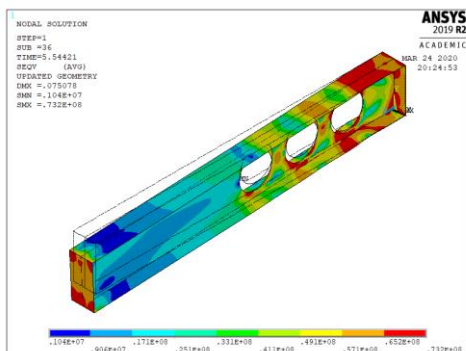
$$a_0 = 0.4h$$



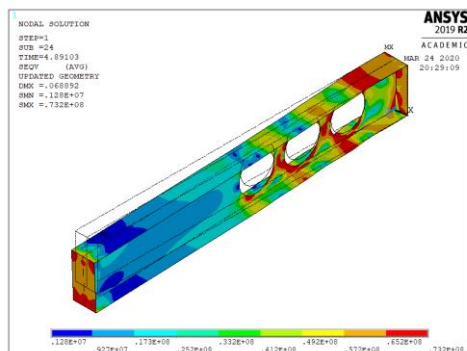
$$a_0 = 0.5h$$



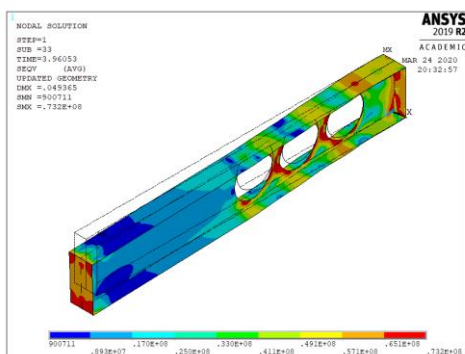
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

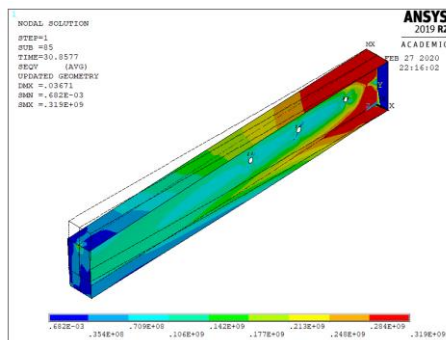


$$a_0 = 0.75h$$

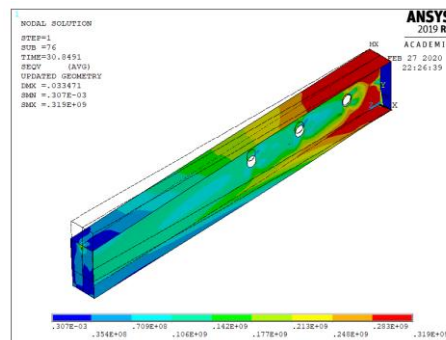


$$a_0 = 0.8h$$

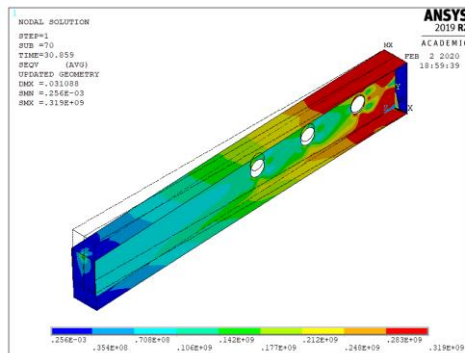
$$S = 1.1h-20^{\circ}\text{C}$$



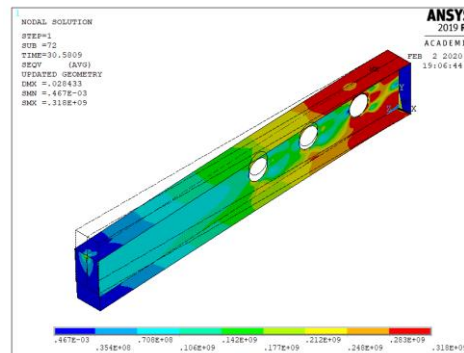
$$a_0 = 0.1h$$



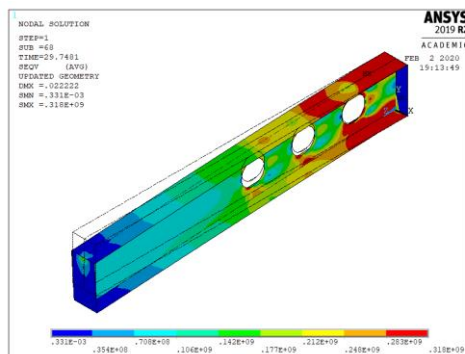
$$a_0 = 0.2h$$



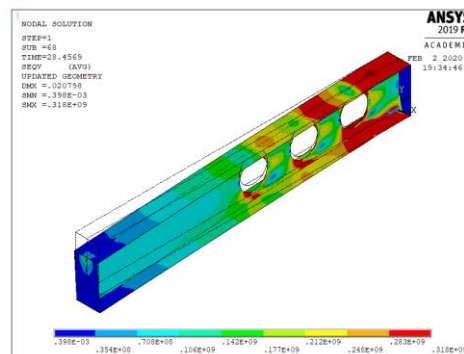
$$a_0 = 0.3h$$



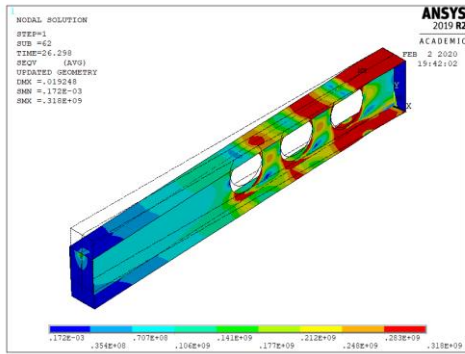
$$a_0 = 0.4h$$



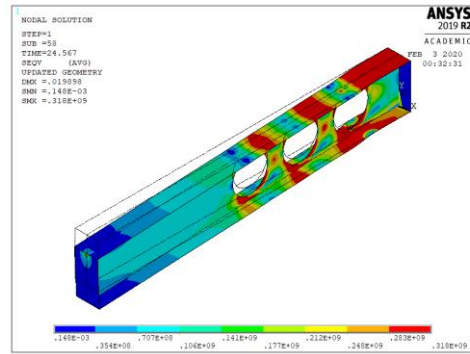
$$a_0 = 0.5h$$



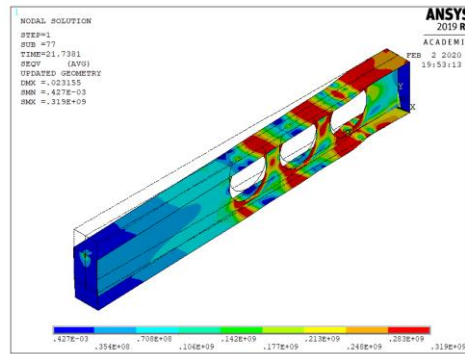
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

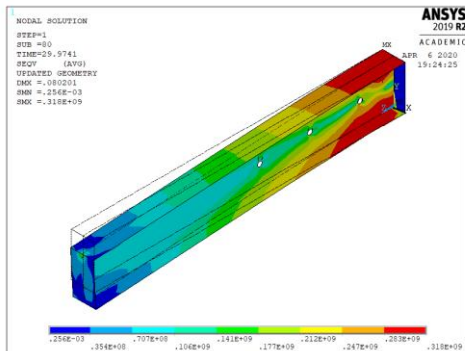


$$a_0 = 0.75h$$

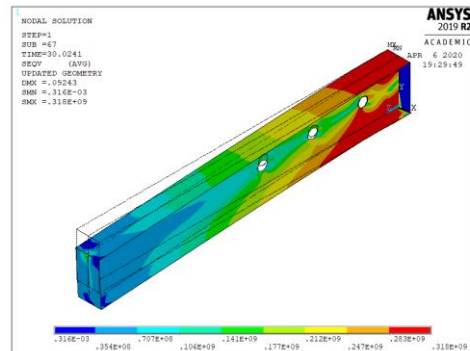


$$a_0 = 0.8h$$

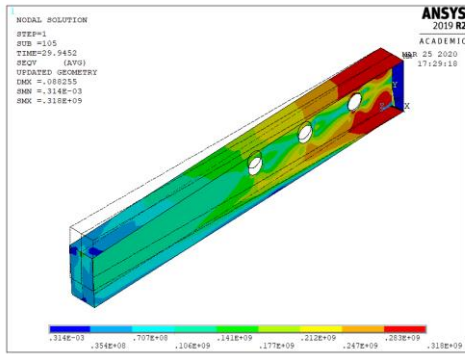
$$S = 1.1h-400^{\circ}\text{C}$$



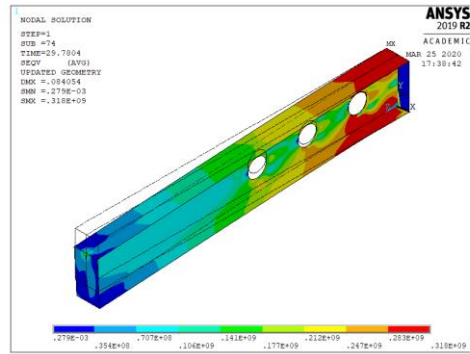
$$a_0 = 0.1h$$



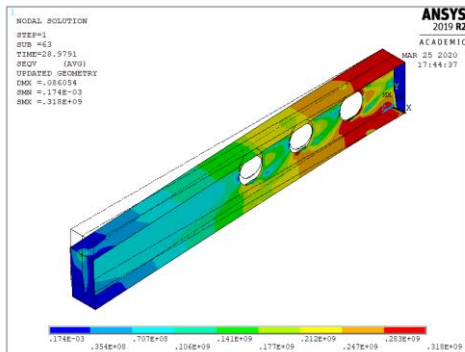
$$a_0 = 0.2h$$



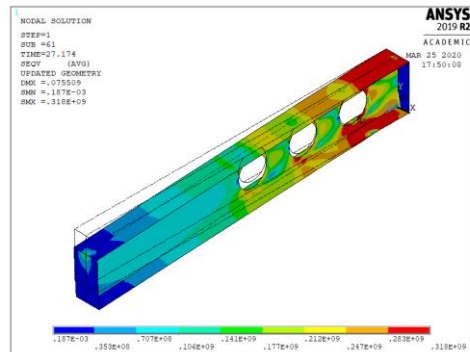
$a_0 = 0.3h$



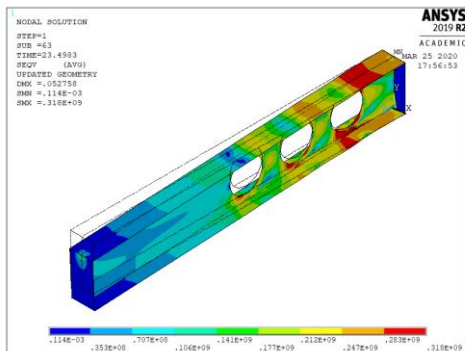
$a_0 = 0.4h$



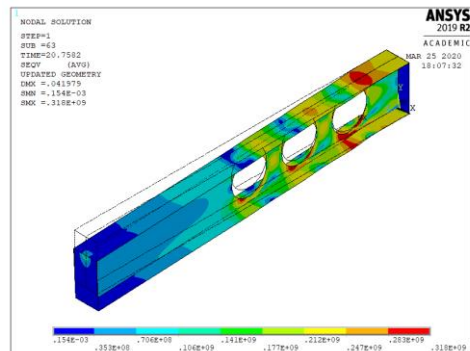
$a_0 = 0.5h$



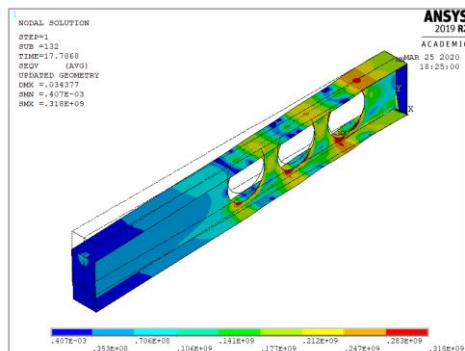
$a_0 = 0.6h$



$a_0 = 0.7h$

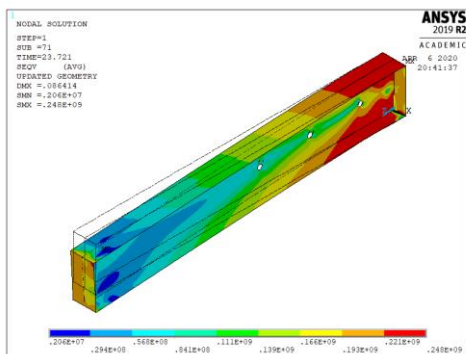


$a_0 = 0.75h$

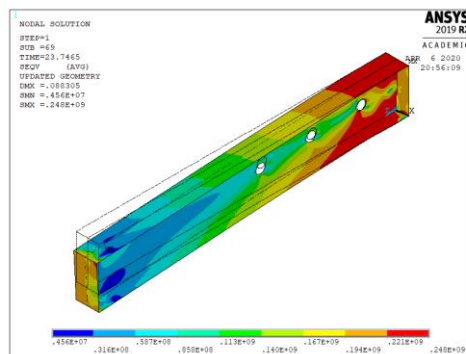


$a_0 = 0.8h$

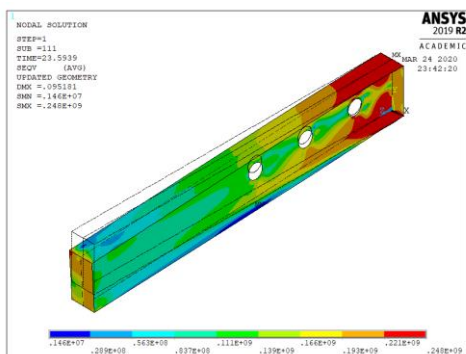
$$S = 1.1h-500^{\circ}\text{C}$$



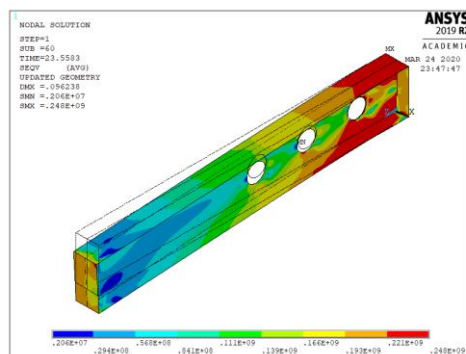
$$a_0 = 0.1h$$



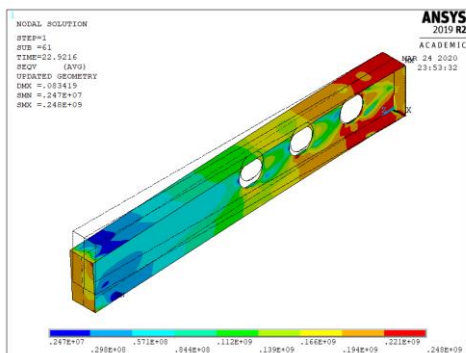
$$a_0 = 0.2h$$



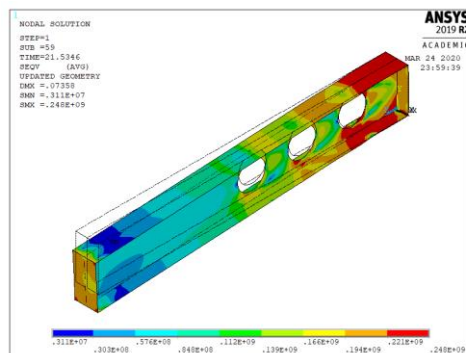
$$a_0 = 0.3h$$



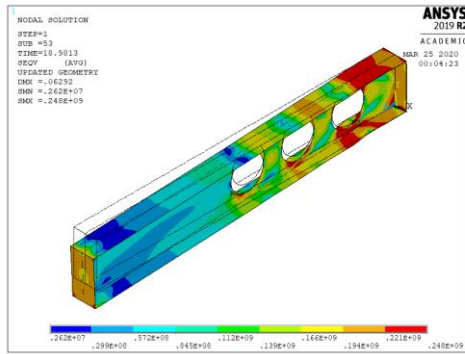
$$a_0 = 0.4h$$



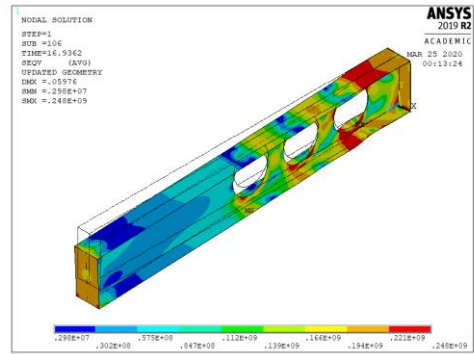
$$a_0 = 0.5h$$



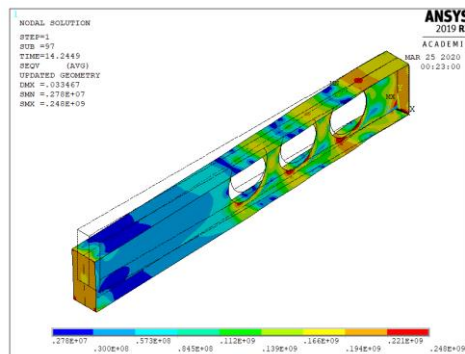
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

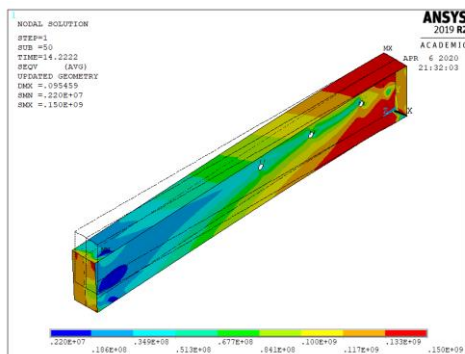


$$a_0 = 0.75h$$

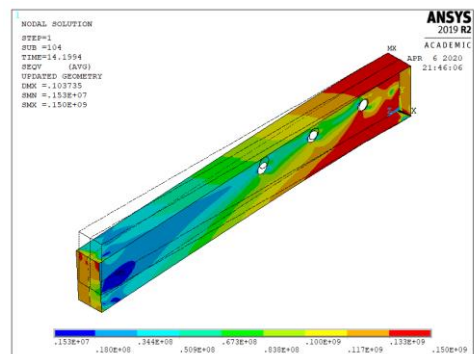


$$a_0 = 0.8h$$

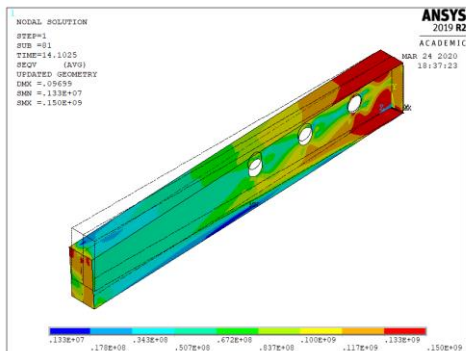
$$S = 1.1h-600^{\circ}\text{C}$$



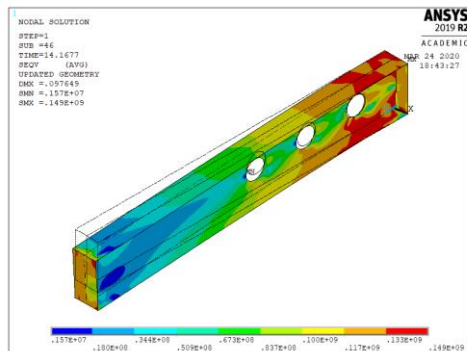
$$a_0 = 0.1h$$



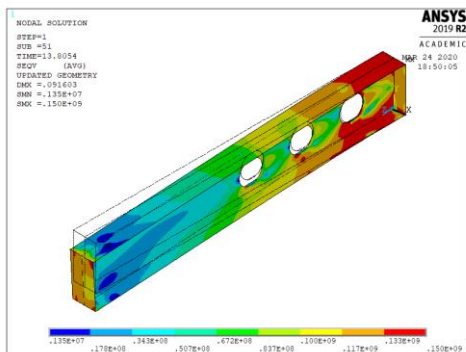
$$a_0 = 0.2h$$



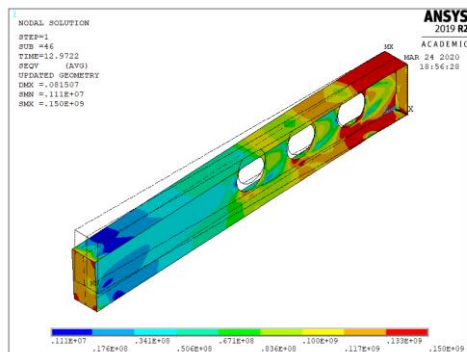
$$a_0 = 0.3h$$



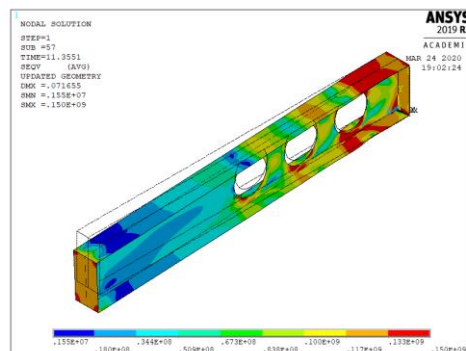
$$a_0 = 0.4h$$



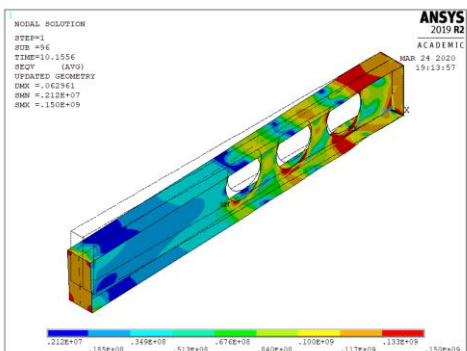
$$a_0 = 0.5h$$



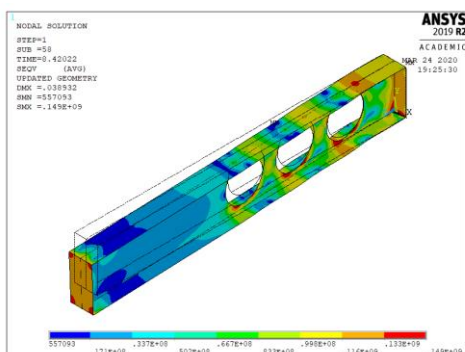
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

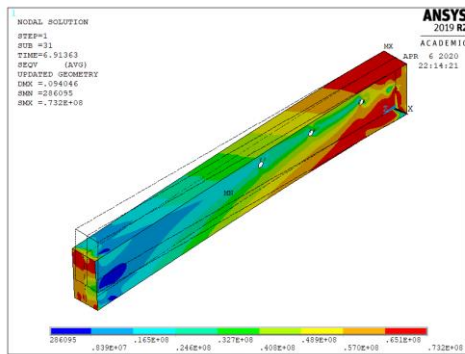


$$a_0 = 0.75h$$

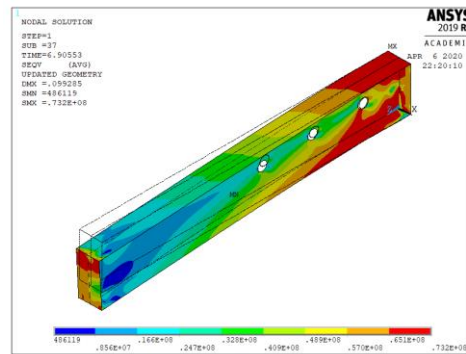


$$a_0 = 0.8h$$

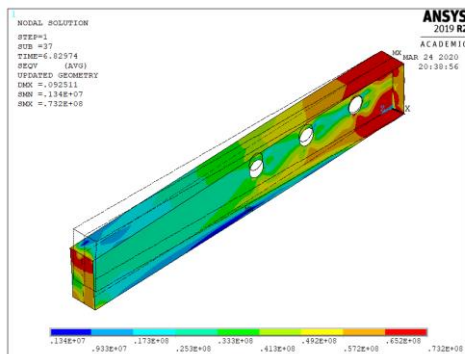
$$S = 1.1h-700^{\circ}\text{C}$$



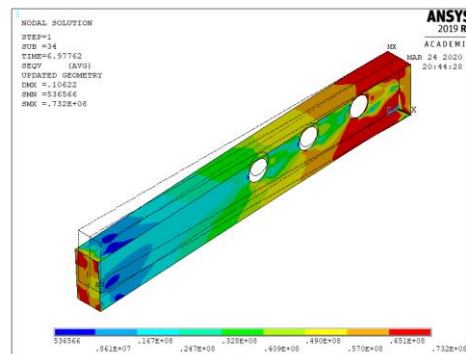
$$a_0 = 0.1h$$



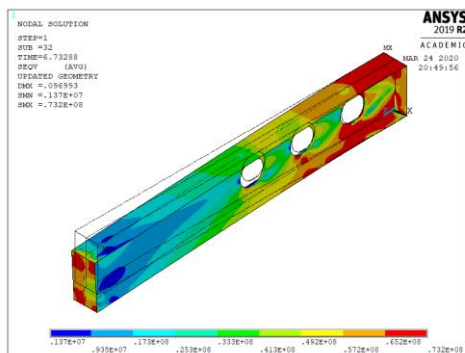
$$a_0 = 0.2h$$



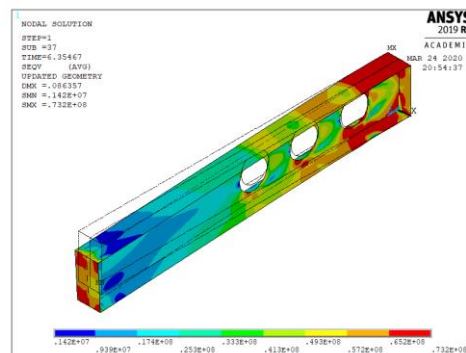
$$a_0 = 0.3h$$



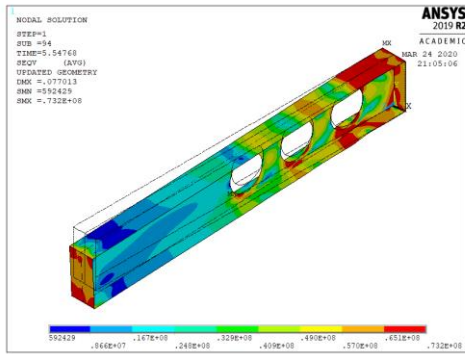
$$a_0 = 0.4h$$



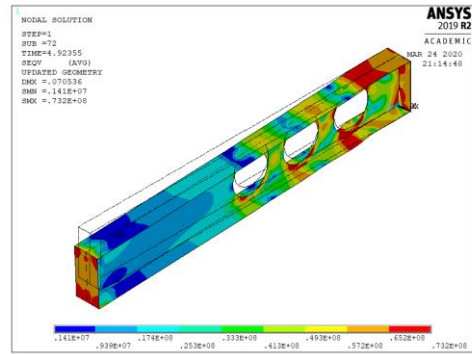
$$a_0 = 0.5h$$



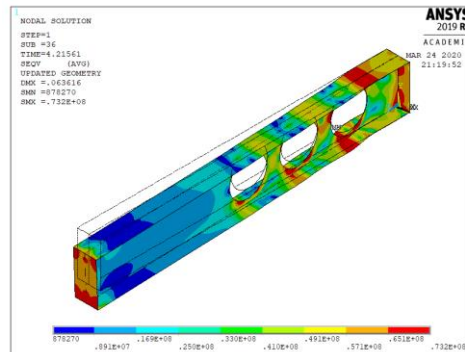
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$



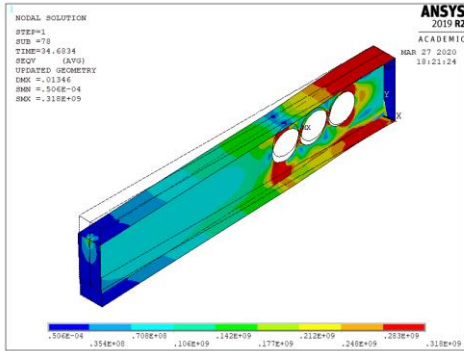
$$a_0 = 0.75h$$



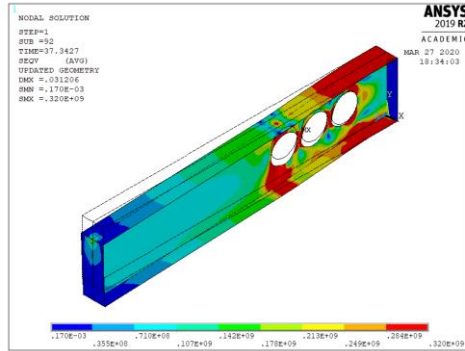
$$a_0 = 0.8h$$

$$H = 1.3h$$

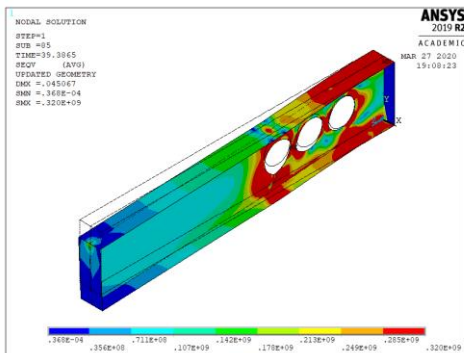
$$a_0 = 0.6h - 20^\circ\text{C}$$



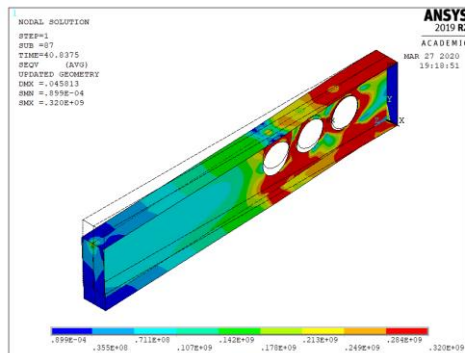
$$S = 0.65h$$



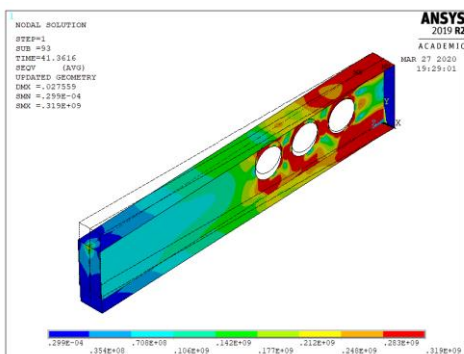
$$S = 0.70h$$



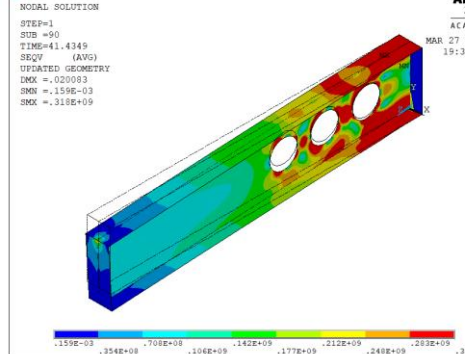
$$S = 0.75h$$



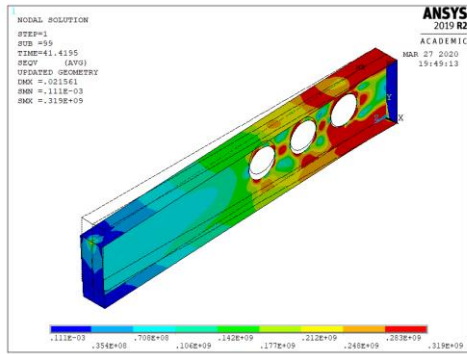
$$S = 0.80h$$



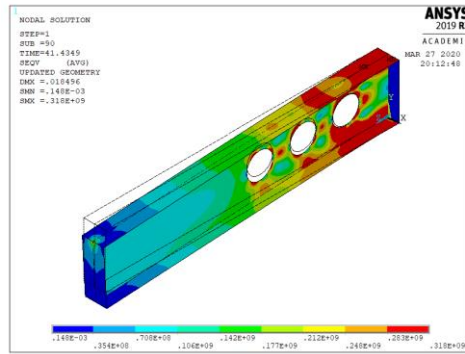
$$S = 0.85h$$



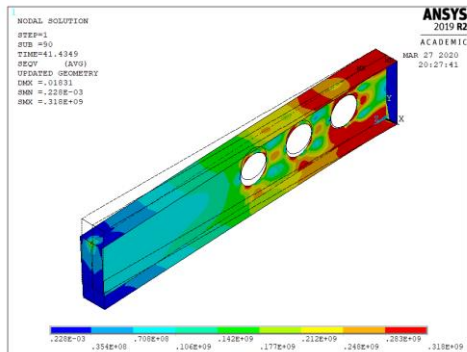
$$S = 0.90h$$



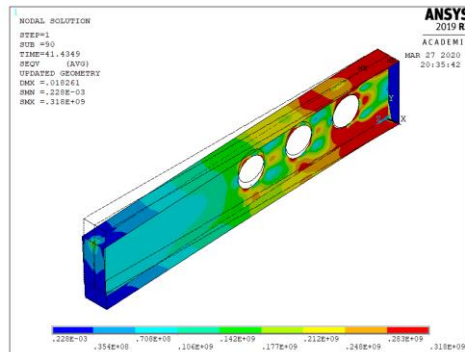
$S = 0.95h$



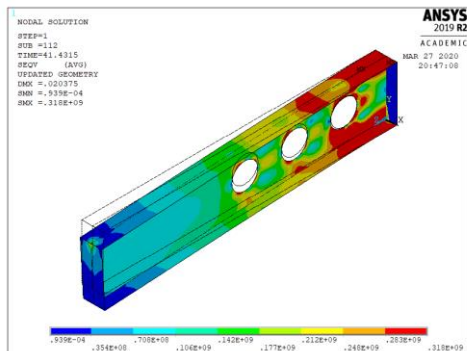
$S = 1.00h$



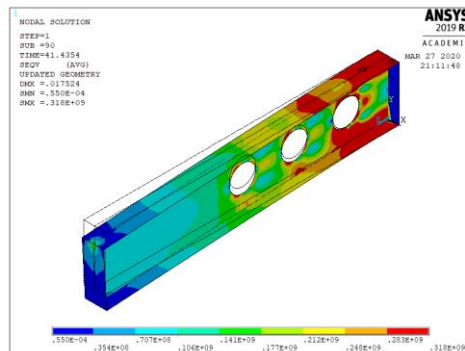
$S = 1.05h$



$S = 1.10h$

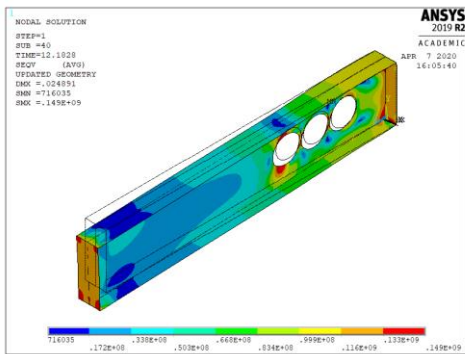


$S = 1.15h$

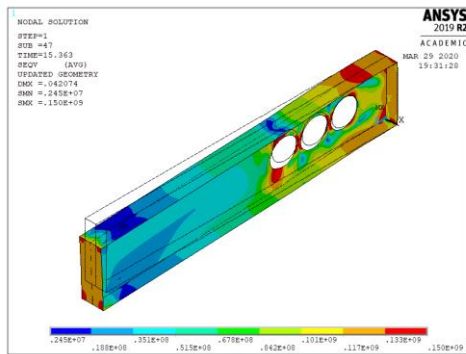


$S = 1.20h$

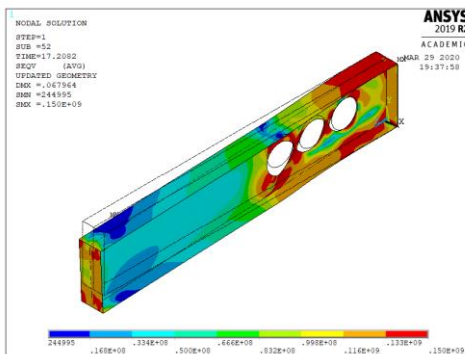
$a_0 = 0.6h-600^{\circ}\text{C}$



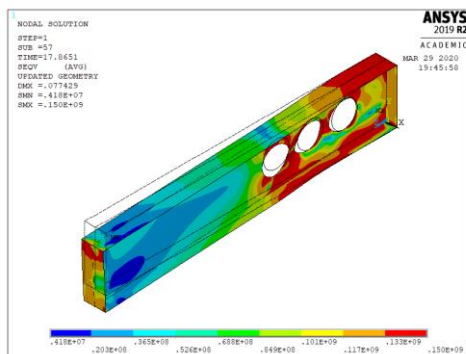
$S = 0.65h$



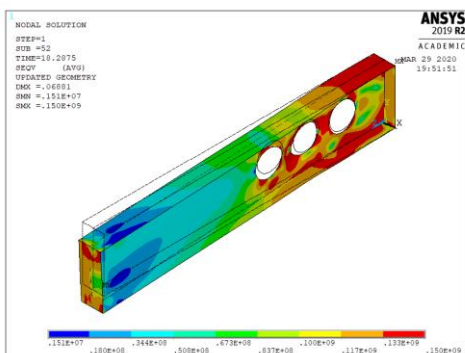
$S = 0.70h$



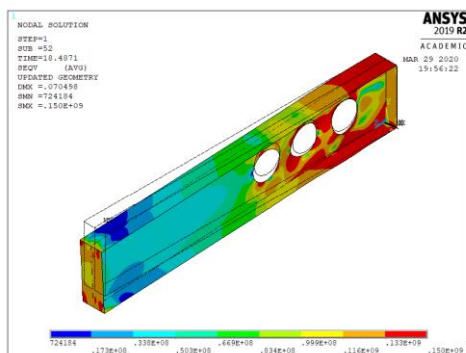
$S = 0.75h$



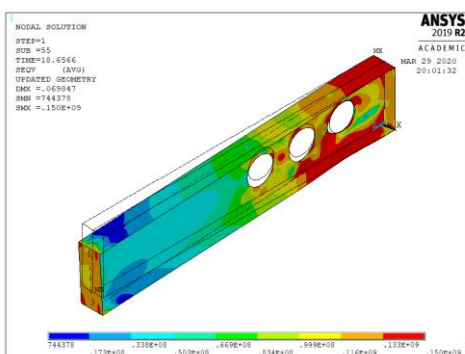
$S = 0.80h$



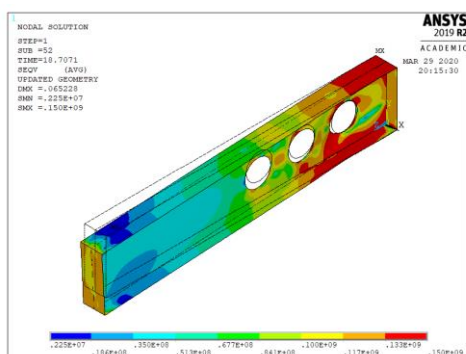
$S = 0.85h$



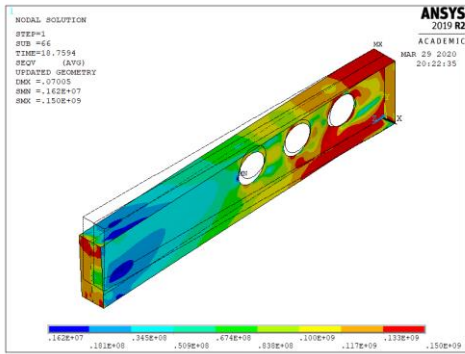
$S = 0.90h$



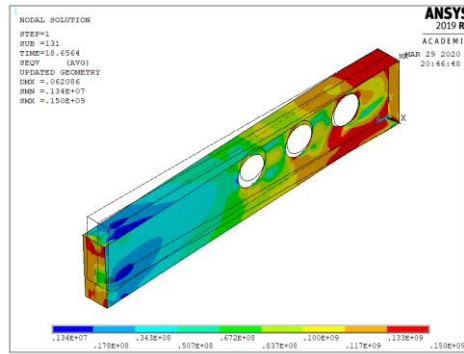
$S = 0.95h$



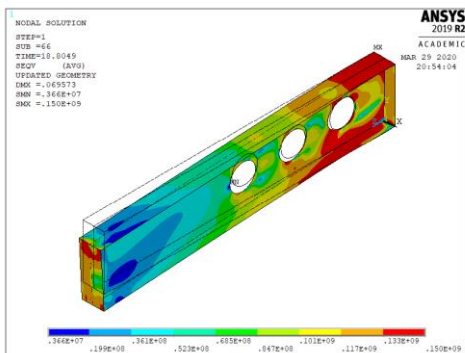
$S = 1.00h$



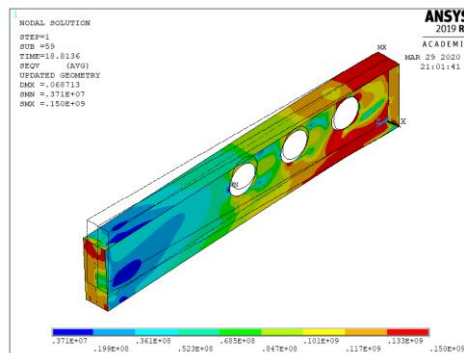
$S = 1.05h$



$S = 1.10h$

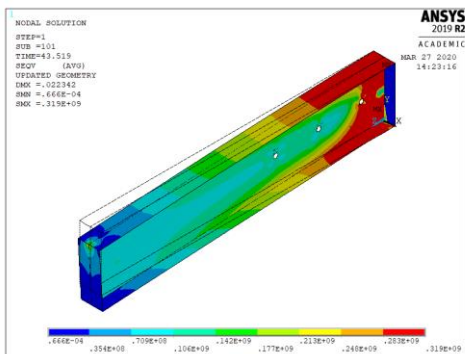


$S = 1.15h$

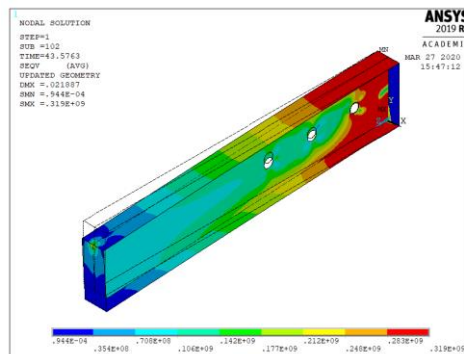


$S = 1.20h$

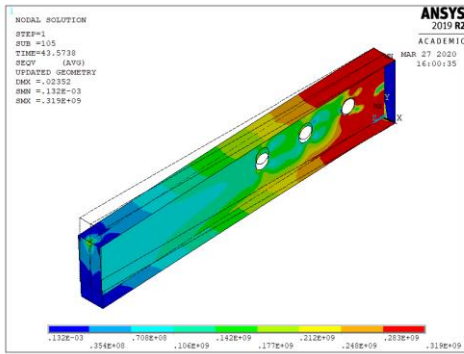
$S = 1.0h-20^{\circ}\text{C}$



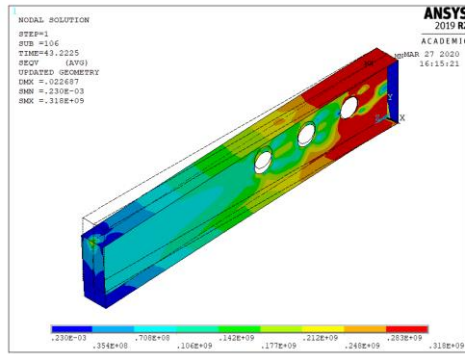
$a_0 = 0.1h$



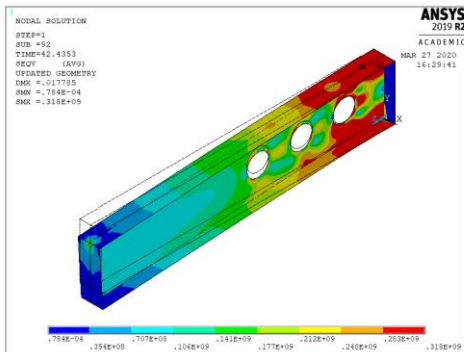
$a_0 = 0.2h$



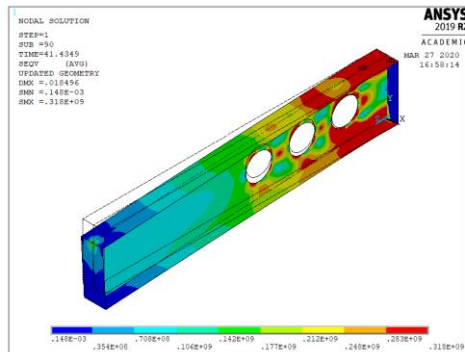
$$a_0 = 0.3h$$



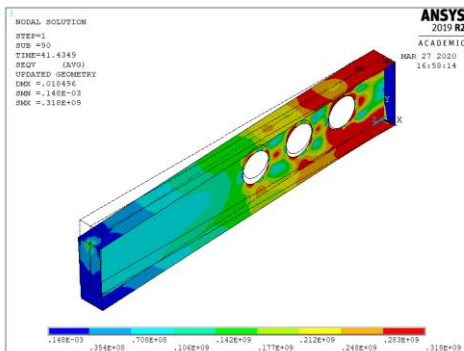
$$a_0 = 0.4h$$



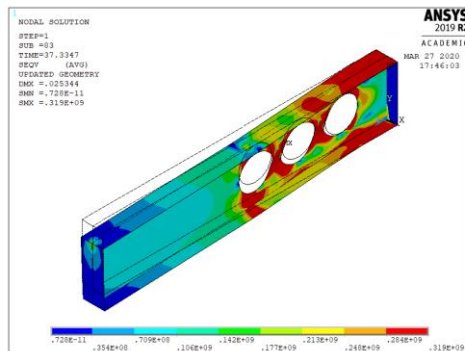
$$a_0 = 0.5h$$



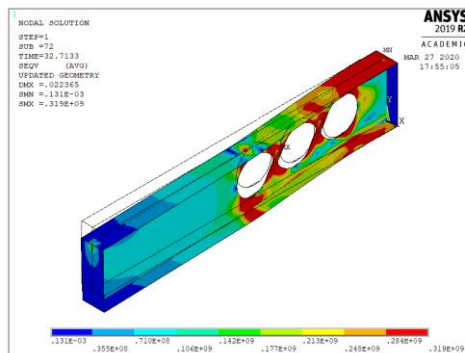
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$

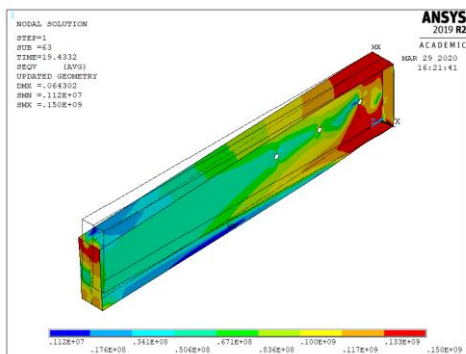


$$a_0 = 0.75h$$

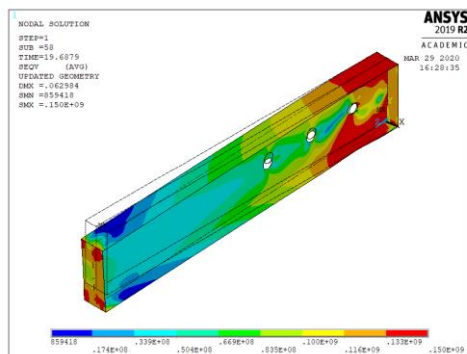


$$a_0 = 0.8h$$

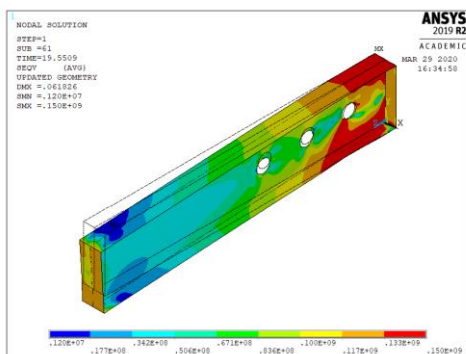
$$S = 1.0h-600^{\circ}\text{C}$$



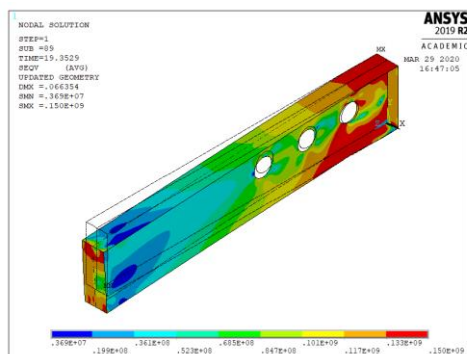
$$a_0 = 0.1h$$



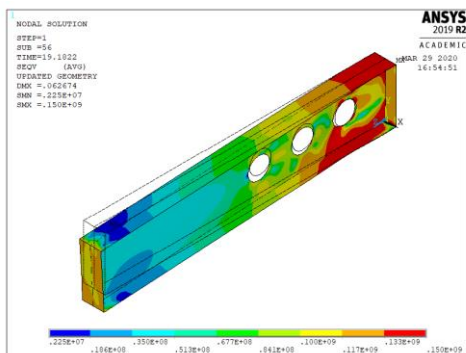
$$a_0 = 0.2h$$



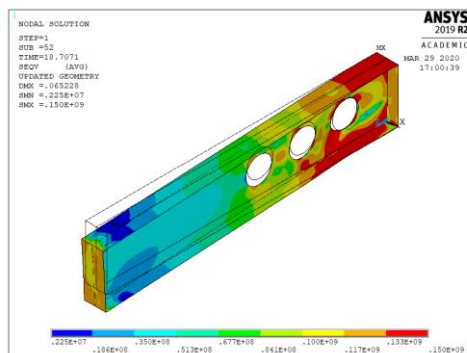
$$a_0 = 0.3h$$



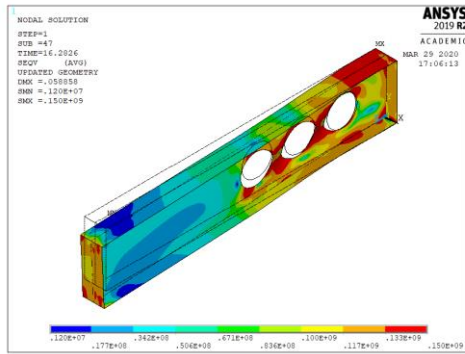
$$a_0 = 0.4h$$



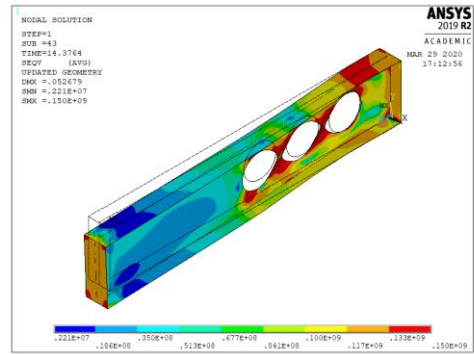
$$a_0 = 0.5h$$



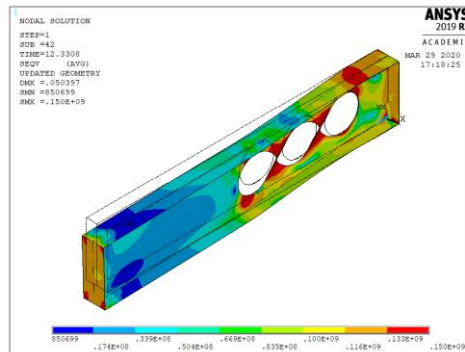
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$



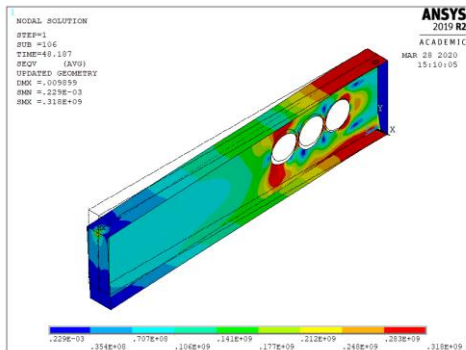
$$a_0 = 0.75h$$



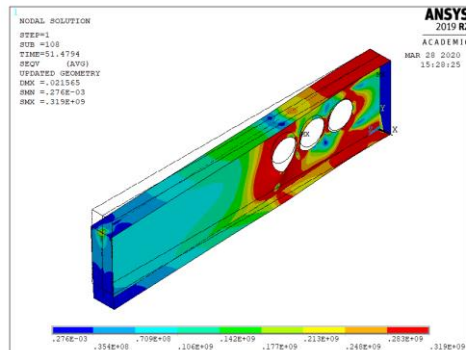
$$a_0 = 0.8h$$

$$H = 1.6h$$

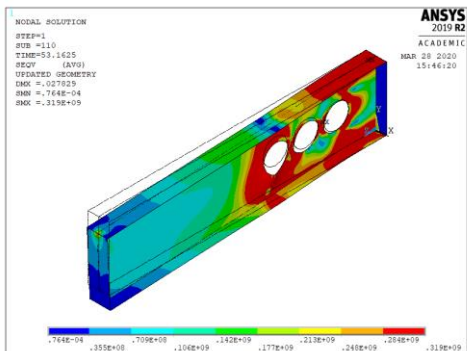
$$a_0 = 0.6h - 20^\circ\text{C}$$



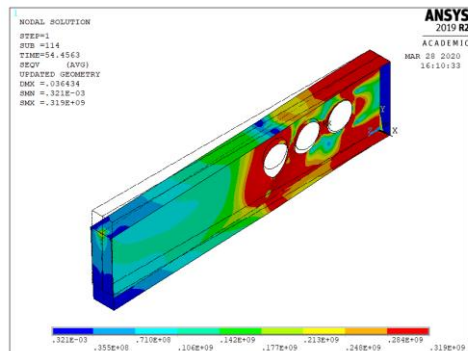
$$S = 0.65h$$



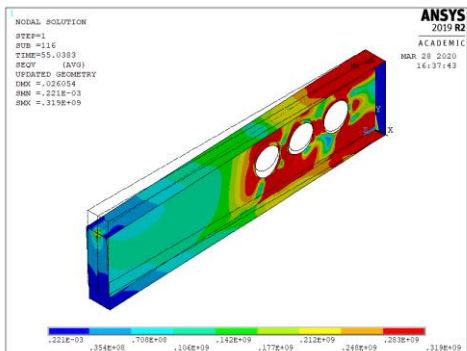
$$S = 0.70h$$



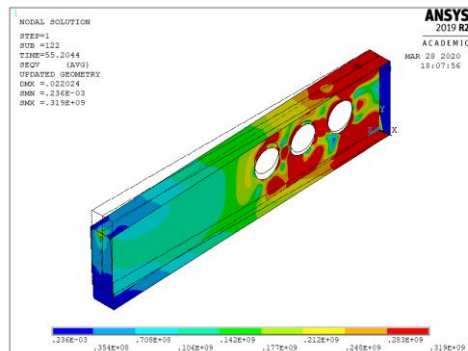
$$S = 0.75h$$



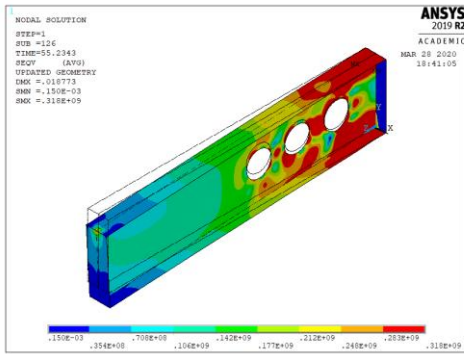
$$S = 0.80h$$



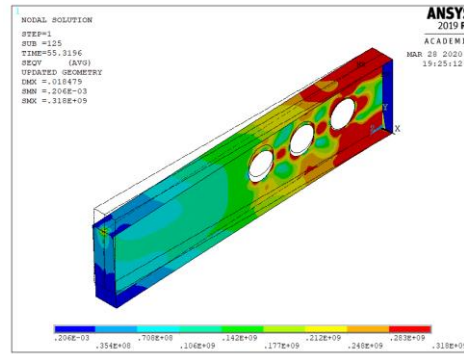
$$S = 0.85h$$



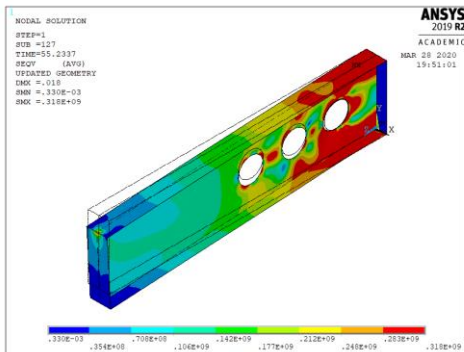
$$S = 0.90h$$



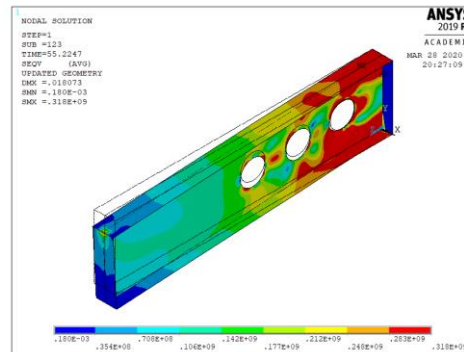
$S = 0.95h$



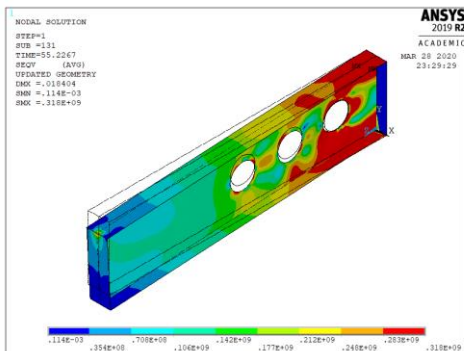
$S = 1.00h$



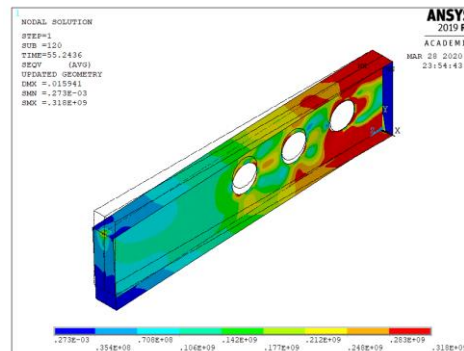
$S = 1.05h$



$S = 1.10h$

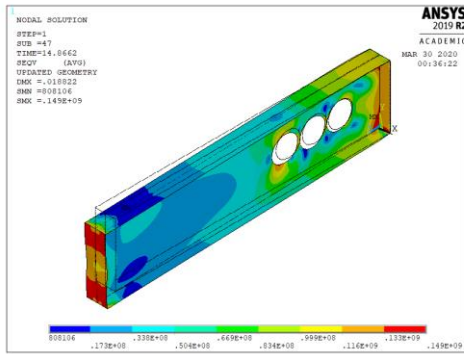


$S = 1.15h$

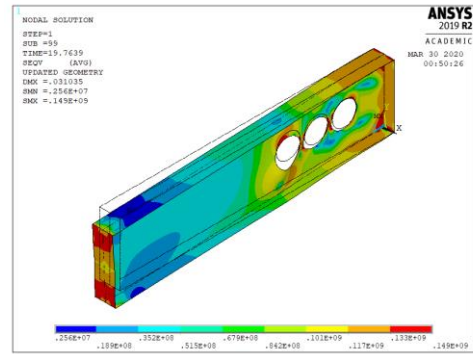


$S = 1.20h$

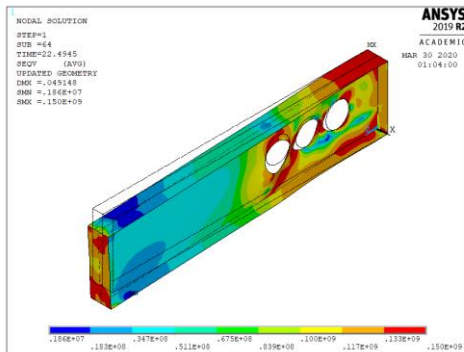
$a_0 = 0.6h-600^{\circ}\text{C}$



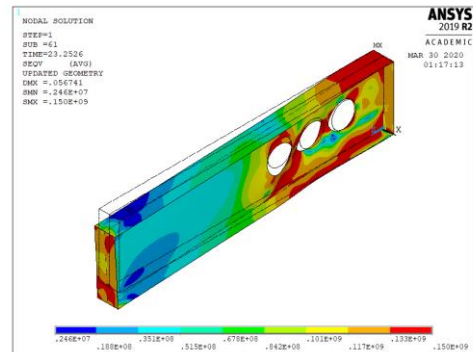
$S = 0.65h$



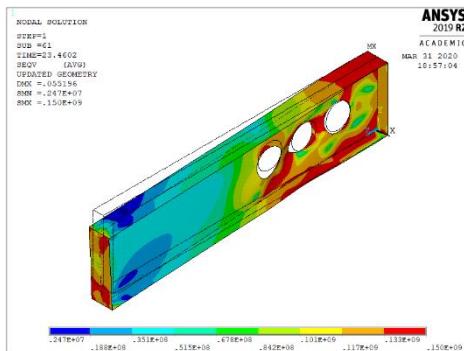
$S = 0.70h$



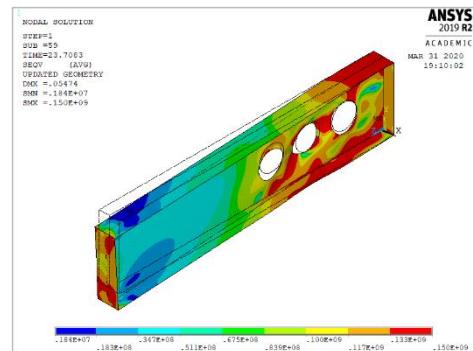
$S = 0.75h$



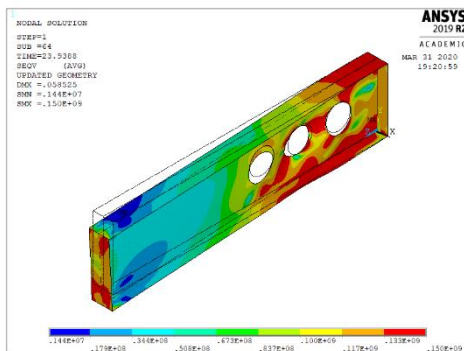
$S = 0.80h$



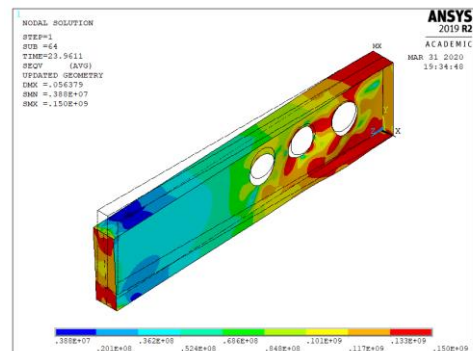
$S = 0.85h$



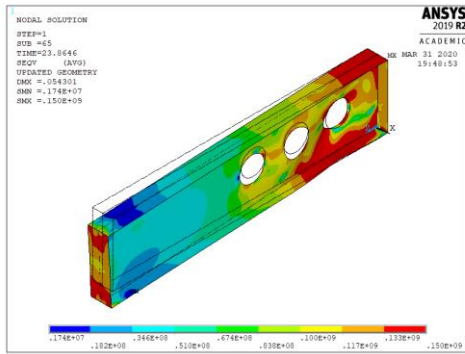
$S = 0.90h$



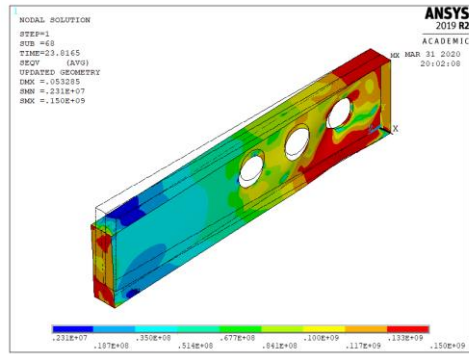
$S = 0.95h$



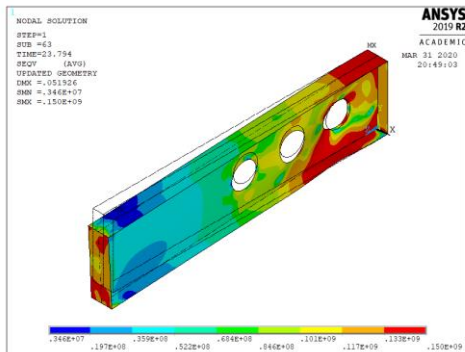
$S = 1.00h$



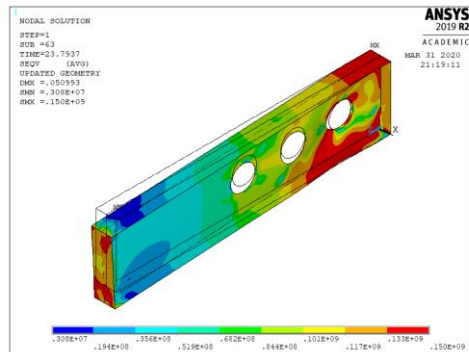
$S = 1.05h$



$S = 1.10h$

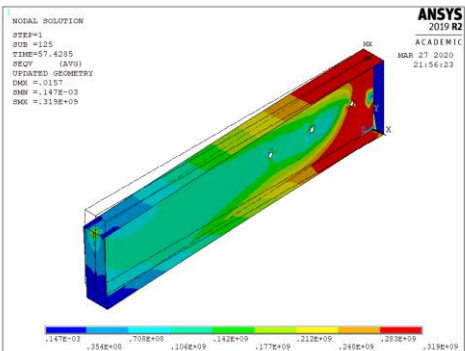


$S = 1.15h$

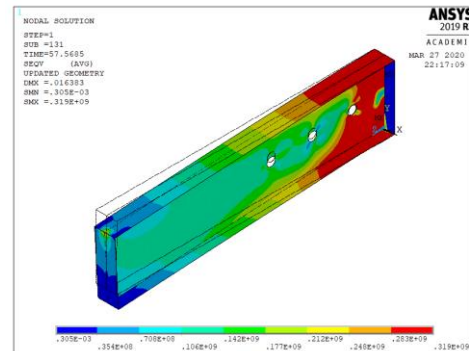


$S = 1.20h$

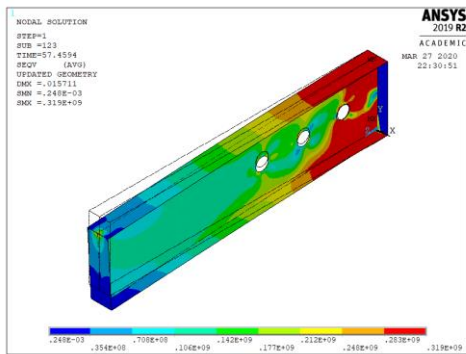
$S = 1.0h-20^{\circ}\text{C}$



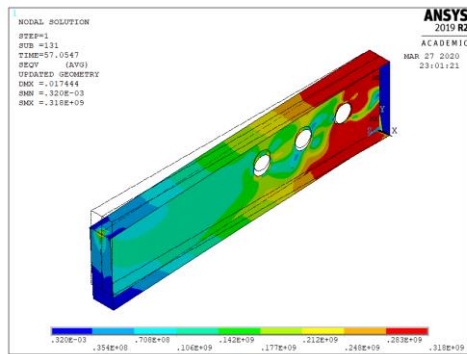
$a_0 = 0.1h$



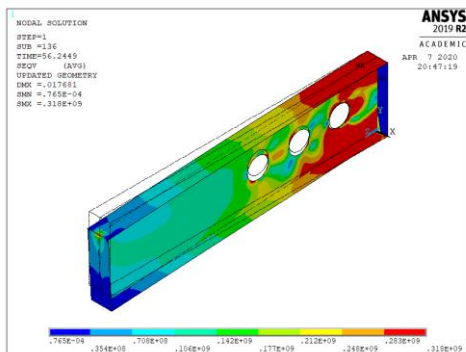
$a_0 = 0.2h$



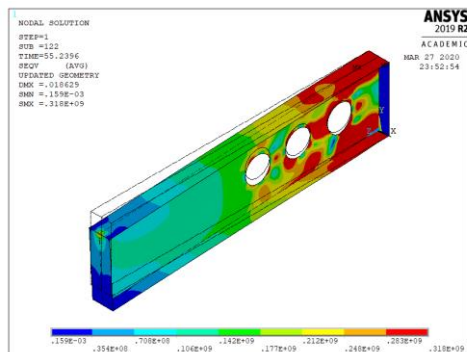
$a_0 = 0.3h$



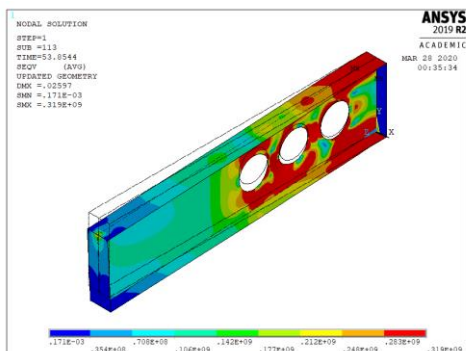
$a_0 = 0.4h$



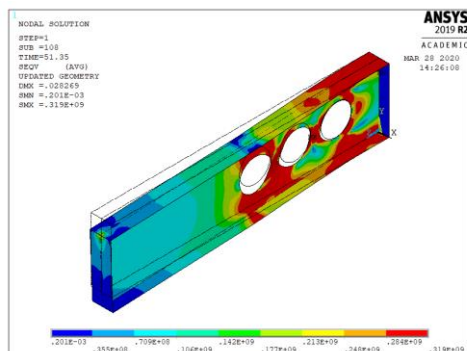
$a_0 = 0.5h$



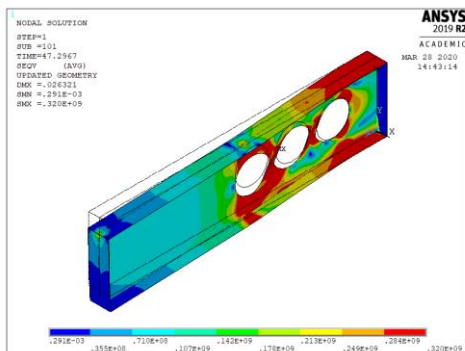
$a_0 = 0.6h$



$a_0 = 0.7h$

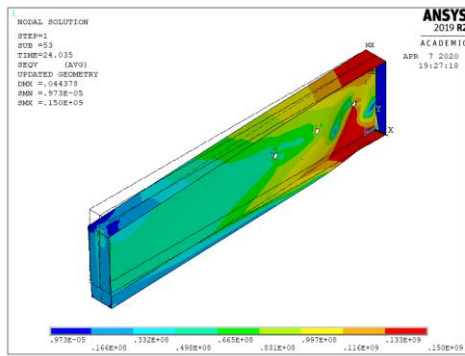


$a_0 = 0.75h$

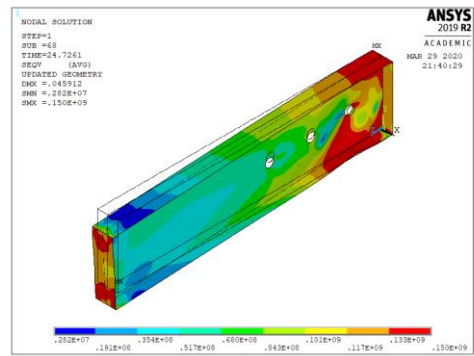


$a_0 = 0.8h$

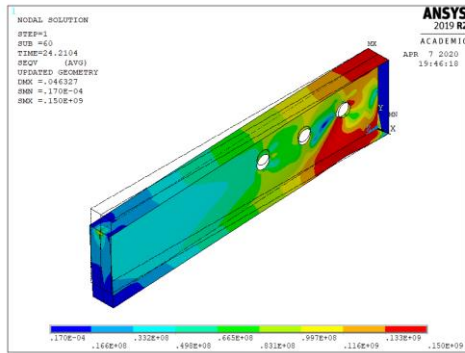
$$S = 1.0h-600^{\circ}\text{C}$$



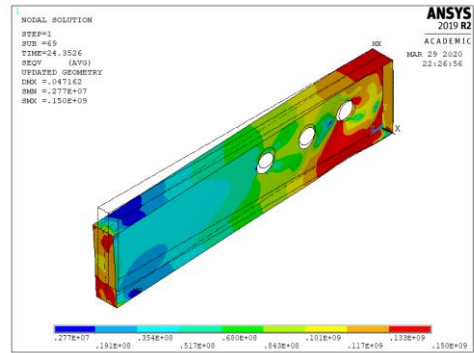
$$a_0 = 0.1h$$



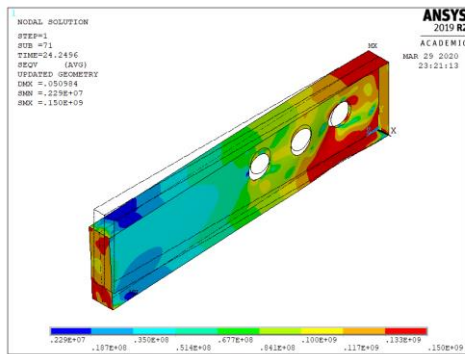
$$a_0 = 0.2h$$



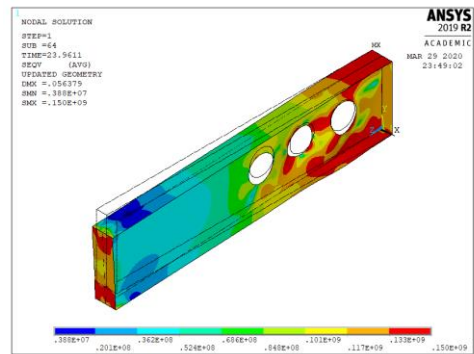
$$a_0 = 0.3h$$



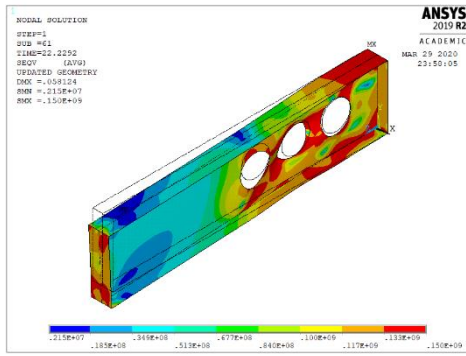
$$a_0 = 0.4h$$



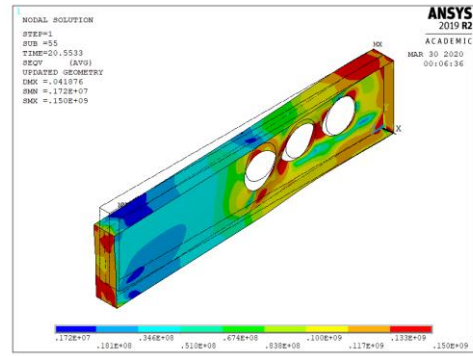
$$a_0 = 0.5h$$



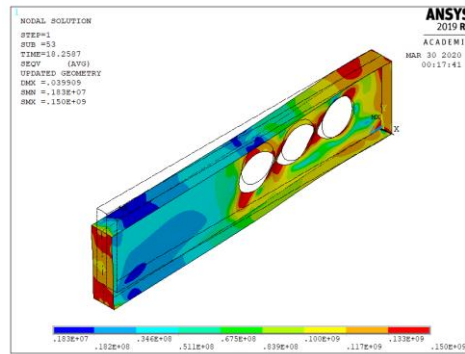
$$a_0 = 0.6h$$



$$a_0 = 0.7h$$



$$a_0 = 0.75h$$



$$a_0 = 0.8h$$