

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Larissa Ayumi Namie

Dissertação para obtenção do grau de Mestre em:
Engenharia da Construção

Mai

2025

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

Larissa Ayumi Namie

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

Orientador do Instituto Politécnico de Bragança:
Prof. Dr. Luís Manuel Ribeiro Mesquita

Orientador da Universidade Tecnológica Federal do Paraná:
Prof. Dr. Rodolfo Krul Tessari

Mai

2025

Dedico esse trabalho aos meus avós, Marcio e Madeleine.

Agradecimentos

Agradeço ao meu orientador, Professor Dr. Luís Manuel Ribeiro Mesquita, pelo suporte ao longo deste processo. Um agradecimento especial ao meu coorientador, Professor Dr. Rodolfo Krul Tessari, por todo o auxílio, pela paciência e pelo incentivo constante, que não apenas me ajudou academicamente, mas também despertou meu interesse pela área de estruturas. Além disso, sou imensamente grata por sua motivação para que eu participasse do processo de dupla diplomação em Portugal, uma experiência que expandiu meus horizontes acadêmicos e profissionais.

Agradeço também à Professora Dra. Andrea Sartori Jabur, por ter me proporcionado a oportunidade de realizar uma iniciação científica, experiência fundamental para minha trajetória.

Não poderia deixar de mencionar meu namorado, Caio Oliveira, que esteve ao meu lado em todos os momentos, e minha família, cujo apoio financeiro e emocional foi essencial para que eu pudesse chegar até aqui.

Por fim, dedico esta conquista aos meus avós, Márcio e Madeleine, que, mesmo não estando mais presentes, continuam sendo uma fonte de inspiração e força para mim. A realização desta dissertação representa o fechamento de um ciclo importante na minha vida acadêmica e pessoal, e não teria sido possível sem o apoio e a orientação de diversas pessoas, às quais expresso minha profunda gratidão.

Resumo

Vigas alveolares consistem em estruturas metálicas com aberturas circulares na alma que permitem a passagem de dutos e tubulações. Devido à sua maior profundidade, apresentam maior momento de inércia, resistindo a maiores momentos fletores. Contudo, essas descontinuidades alteram a distribuição de tensões, modificando os modos de colapso e reduzindo a capacidade resistente ao esforço cortante. Este trabalho investigou o comportamento estrutural de vigas alveolares derivadas do perfil IPE 220, submetidas à ação combinada de momento fletor e esforço cortante, considerando quatro proporções de furos na alma ($a_0/H = 0,2; 0,4; 0,6$ e $0,8$) e quatro níveis de temperatura (20°C , 500°C , 600°C e 700°C). A avaliação foi conduzida com base em três abordagens complementares: a norma Eurocódigo EN 1993-1-1, [1], a formulação teórica baseada no mecanismo de Vierendeel e simulações numéricas no software ANSYS, incluindo imperfeições geométricas e tensões residuais.

A análise dos resultados evidenciou que as falhas ocorrem por flexão ou cisalhamento para furos pequenos ($a_0/H \leq 0,4$), conforme a posição do furo ao longo do vão. Por outro lado, o mecanismo de Vierendeel domina o modo de colapso para furos maiores ($a_0/H \geq 0,6$), independentemente da localização da abertura. As curvas de interação momento-cortante (M-V) obtidas numericamente apresentaram valores mais conservadores que os previstos em norma, principalmente nos casos com furos maiores ($a_0/H \geq 0,6$) e quando a razão $V_{Ed}/V_{pl,Rd}$ é menor que 0,5. A elevação da temperatura reduziu a capacidade resistente à flexão e ao cisalhamento das vigas, mas não alterou o formato das curvas M-V nem o mecanismo de colapso.

Este estudo destaca a relevância das análises numéricas para complementar as verificações normativas de vigas alveolares, fornecendo uma avaliação mais realista dos efeitos de descontinuidades geométricas e condições térmicas extremas.

Palavras-chave: Vigas alveolares, Mecanismo de Vierendeel, Interação Momento-Cortante, Modelagem numérica.

Abstract

Cellular beams are steel structures featuring circular openings in the web that allow ducts and piping to pass through. Due to their increased depth, they exhibit a higher moment of inertia and can resist larger bending moments. However, these discontinuities alter stress distribution, change collapse modes, and reduce shear capacity. This study investigated the structural behavior of cellular beams derived from the IPE 220 profile, subjected to combined bending moment and shear force, considering four opening-to-height ratios ($a_0/H = 0,2; 0,4; 0,6 \text{ e } 0,8$) and four temperature levels (20 °C, 500 °C, 600 °C, and 700 °C). The assessment was carried out using three complementary approaches: the Eurocode EN 1993-1-1, [1], a theoretical formulation based on the Vierendeel mechanism, and nonlinear numerical simulations in ANSYS that included geometric imperfections and residual stresses.

The results showed that for small openings ($a_0/H \leq 0,4$), failures occur by flexure or shear depending on opening location along the span, whereas for larger openings ($a_0/H \geq 0,6$), the Vierendeel mechanism governs collapse regardless of opening position. The numerical moment–shear (M–V) interaction curves were more conservative than those predicted by the code, especially for large openings ($a_0/H \geq 0,6$) and when $V_{Ed}/V_{pl,Rd} < 0,5$, indicating that the code underestimates the combined effects of bending and shear. Elevated temperatures reduced both bending and shear capacity but did not change the shape of the M–V curves, confirming that the collapse mode remains unchanged, albeit at lower strength levels.

This study highlights the importance of numerical analyses as a complement to code checks for cellular beams, providing a more realistic evaluation of the effects of geometric discontinuities and extreme thermal conditions.

Keywords: Cellular beams, Vierendeel mechanism, Moment–shear interaction, Numerical modeling.

Conteúdo

1	Introdução.....	15
1.1	Contextualização.....	15
1.2	Objetivos.....	17
1.3	Estrutura do documento	17
2	Revisão Bibliográfica	19
2.1	Introdução	19
2.2	Processo de fabricação.....	20
2.3	Características dimensionais.....	21
2.4	Tensões Residuais.....	23
2.5	Imperfeições	27
2.6	Modos de falha de vigas alveolares	28
2.6.1	Mecanismo de Vierendeel.....	29
2.6.2	Formação de Rótula Plástica	30
2.6.3	Ruptura da solda entre aberturas	30
2.6.4	Flambagem lateral com torção	31
2.6.5	Flambagem no montante da alma por cisalhamento	32
2.6.6	Flambagem no montante da alma por compressão	32

2.7	Prevenção de colapsos	33
2.7.1	Preenchimento da furação	33
2.7.2	Reforço nas aberturas	34
2.7.3	Reforço do montante da alma.....	35
2.7.4	Resistência a cargas concentradas.....	35
2.8	Métodos dos Elementos Finitos.....	35
2.9	Estado da Arte.....	37
3	Dimensionamento de vigas alveolares	47
3.1	Verificação de segurança de vigas sólidas e alveolares em temperatura ambiente .	47
3.1.1	Valores de cálculo das propriedades dos materiais	48
3.1.2	Pré-dimensionamento e características geométricas	48
3.1.3	Classificação da seção transversal.....	49
3.1.4	Estados limites últimos	51
3.1.5	Efeitos de Instabilidade	56
3.1.6	Métodos de cálculo simplificados para vigas alveolares	60
3.2	Verificação de segurança de vigas sólidas e alveolares em temperaturas elevadas	67
3.2.1	Propriedades dos materiais a altas temperaturas	67
3.2.2	Classificação das seções transversais a altas temperaturas	70
3.2.3	Capacidade resistente da seção transversal a altas temperaturas	70
4	Análise numérica das vigas à temperatura ambiente e temperatura elevada.....	73
4.1.1	Validação do modelo numérico	73
4.2	Análise da interação entre flexão e esforço transversal.....	80

5 Conclusão97

5.1 Sugestões para trabalhos futuros 98

Bibliografia 99

Apêndices 102

APÊNDICE A – Variação do esforço cortante para diferentes configurações sem momento fletor (t = 10 s) sob temperatura ambiente103

APÊNDICE B – Variação do esforço cortante no colapso da viga para diferentes configurações sob temperatura ambiente e elevada.....107

APÊNDICE C – Esforço cortante plástico máximo em função da temperatura e da configuração geométrica123

APÊNDICE D – Tabelas de interação momento fletor–esforço cortante para diferentes configurações e temperaturas126

APÊNDICE E – Gráficos de interação momento fletor–esforço cortante para diferentes configurações e temperaturas132

Lista de Tabelas

Tabela 3.1: Imperfeições geométricas equivalentes, adaptado de [32].	56
Tabela 4.1: Materiais e detalhes geométricos das vigas, adaptado de [23], [38].	74
Tabela 4.2: Tensões de cedência, [23], [38].	75
Tabela 4.3: Validação dos resultados numéricos.....	79
Tabela 4.4: Dimensões geométricas (mm)	84
Tabela 4.5: Comparação do esforço cortante plástico teórico e numérico para diferentes aberturas.....	87
Tabela 4.6: Esforço cortante plástico sob diferentes temperaturas	89

Lista de Quadros

Quadro 3.1: Limites máximos das relações largura-espessura para componentes comprimidos, adaptado de [1].	51
Quadro 3.2: Valores de ε de acordo com as respectivas tensões de cedência, adaptado de [1].	51
Quadro 3.3: Valores de cálculo das amplitudes das imperfeições locais e_0L , adaptado de [1].	58
Quadro 3.4: Valores recomendados dos fatores de imperfeição α_{LT} , [1].	59
Quadro 3.5: Curvas de encurvadura lateral para secções transversais, [1].	60
Quadro 3.6: Fatores de redução do aço carbono a temperaturas elevadas, adaptado de [37]. .	70

Lista de Figuras

Figura 1.1: Utilização de vigas alveolares, [4].....	16
Figura 2.1: Viga alveolar e castelada, [6].....	20
Figura 2.2: Processo de Fabricação da Viga Alveolar e Casteladas, [7].....	21
Figura 2.3: Nomenclatura dos elementos da viga sólida, [8].	21
Figura 2.4: Nomenclatura dos elementos da viga alveolar, [9].....	22
Figura 2.5: Parâmetros geométricos – vista frontal, adaptado de [9].....	22
Figura 2.6: Parâmetros geométricos – secção transversal, [9].	23
Figura 2.7: Tensões residuais para perfis laminados a quente, [12].	24
Figura 2.8: Processo de resfriamento de um perfil I laminados a quente, [12].....	25
Figura 2.9: Influência das tensões residuais no diagrama tensão-deformação, [14].	26
Figura 2.10: Padrão de tensão residual para vigas celulares IPE160, [15].	26
Figura 2.11: Padrão de tensão residual para vigas alveolares sem tensões na alma, [16]. .	27
Figura 2.12: Imperfeições geométricas da secção reta a meio vão da viga, [17].....	28
Figura 2.13: Mecanismo Vierendeel, [18].	29
Figura 2.14: Mecanismo Vierendeel com formação de rótulas plásticas, [19].	30
Figura 2.15: Colapso da solda entre as aberturas, [18].	31
Figura 2.16: Flambagem lateral com torção (FLT), [20].	32
Figura 2.17: Flambagem do montante da alma, [18].	32
Figura 2.18: Flambagem do montante de alma por compressão, [14].	33
Figura 2.19: Preenchimento da Furação, [22].....	34
Figura 2.20: Reforço nas aberturas, [22].....	34
Figura 2.21: Reforço do montante da alma, [22].....	35

Figura 2.22: Resistência a cargas concentradas, [22].	35
Figura 2.23: Exemplo do Mecanismo Vierendeel com carregamento distribuído, [24].	38
Figura 2.24: Exemplo de falha na secção central devido à carga concentrada a meio vão, [24].	38
Figura 2.25: Exemplo de colapso por encurvadura local do montante da alma, [16].	39
Figura 2.26: Exemplo de colapso por mecanismo de Vierendeel, [9].	40
Figura 2.27: Exemplo de colapso por flambagem lateral torcional, [9].	40
Figura 2.28: Mecanismo de Vierendeel, [25].	41
Figura 2.29: Configuração geométrica das aberturas na alma, adaptado de [26].	42
Figura 2.30: Redução da curva de interação momento fletor – cortante das secções perfuradas devido ao mecanismo de Vierendeel, adaptado de [26].	43
Figura 2.31: Mecanismo de Vierendeel: (a) Ruptura por Vierendeel, (b) Rótula plástica, (c) Flexão de Vierendeel e comprimento efetivo, adaptado de [27].	44
Figura 2.32: Três ações coexistentes devido ao momento fletor global e à força cortante, adaptado de [27].	64
Figura 2.33: Von Mises Stress para diferentes ângulos θ , adaptado de [27].	45
Figura 2.34: Curva de Interação M-V, [30].	46
Figura 3.1: Configuração de uma viga alveolar, adaptado de [22].	49
Figura 3.2: Modelagem de imperfeições geométricas equivalentes, adaptado de [31].	57
Figura 3.3: Secção transversal T, adaptado de [22].	61
Figura 3.4: Forças e momentos internos na secção crítica em torno de uma abertura \emptyset , [28].	63
Figura 3.5: Dimensões da secção T.	66
Figura 3.6: Fatores de redução para a relação tensão-deformação do aço carbono a temperaturas elevadas, [36].	68
Figura 3.7: Curva tensão-deformação do aço a temperaturas elevadas, adaptado de [36].	69
Figura 4.1: Localização das cargas e apoios das vigas de validação (dimensões em mm), [37], [38].	74
Figura 4.2: Tensão-deformação bilieneer, adaptado de [31].	74
Figura 4.3: Análise de sensibilidade da malha, [38].	75
Figura 4.4: Malha utilizada.	76
Figura 4.5: Condições de contorno, [38].	77
Figura 4.6: Configuração deformada por FLT da validação do modelo numérico.	78
Figura 4.7: Força (kN) x Deslocamentos w (mm): (a) Modelo CS2_L3; (b) Modelo CS2_L4	80

Figura 4.8: Condição de contorno inicial	85
Figura 4.9: Condições de contorno da segunda etapa; (a) $U_x = 0$; (b) $U_y = 0$ e aplicação da força F ; (c) $U_z = 0$; (d) Rot_x e $Rot_y = 0$; (e) $Rot_z = 0$; (f) aplicação do momento fletor.....	86
Figura 4.10: Tensão de Von Mises; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$	88
Figura 4.11: Curvas momento fletor – esforço cortante; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$	91
Figura 4.12: Curva de dimensionamento para diferentes valores de abertura.....	93
Figura 4.13: Curvas M–V em diferentes temperaturas, sem normalização das resistências; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$	94
Figura 4.14: Curvas M–V normalizadas pelas resistências térmicas correspondentes; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$	95

Capítulo 1

1 Introdução

1.1 Contextualização

As vigas alveolares são elementos estruturais utilizados na engenharia civil, cuja principal característica consiste em sua forma. Seu nome deriva da série de aberturas ou “alvéolos” dispostos na alma destes perfis, os quais se estendem por todo o seu comprimento, podendo apresentar várias formas geométricas, como circular e hexagonais.

Este tipo de viga surgiu na Europa, na primeira metade do século XX, devido à necessidade de uma estrutura com altura superior à dos perfis já existentes. Assim, em 1939, essas vigas foram produzidas e patenteadas por Geoffrey Murray Boyd, [2].

As primeiras vigas com aberturas sequenciais na alma foram denominadas “casteladas” por serem semelhantes às muralhas dos castelos medievais. São conhecidas também como vigas colmeias, por conta de os furos terem uma aparência semelhante aos de uma colmeia, [3].

No entanto, devido ao alto custo de mão de obra, esse tipo de viga caiu em desuso durante alguns anos. Recentemente voltaram a ser uma opção no mercado devido aos avanços tecnológicos na área de automação, que possibilitam executar os cortes e soldas no perfil com um custo menor, [2]. Ademais, são utilizadas por apresentarem um peso linear inferior ao de vigas laminadas de igual altura, já que sua forma alveolar permite que a viga tenha uma expansão na altura, sem aumentar a massa do perfil.

No ponto de vista arquitetônico, as vigas alveolares possibilitam a passagem de dutos e tubulações através das aberturas, além de serem adequadas para vencer grandes vãos, reduzindo

a necessidade de pilares intermediários. Possibilitam, assim, a criação de espaços amplos e livres, transmitindo uma maior leveza visual.

São comumente usadas em coberturas de supermercados, pisos de estações rodoviárias e edifícios-garagem onde há a necessidade do menor número de pilares para facilitar as manobras e otimizar o número de vagas para automóveis. Um exemplo do emprego de vigas alveolares é o Centro de Convenções World Trade Center, localizado em São Paulo – BR, onde foram utilizados grandes vão e passagens de diversos dutos, conforme mostra a figura 1.1.

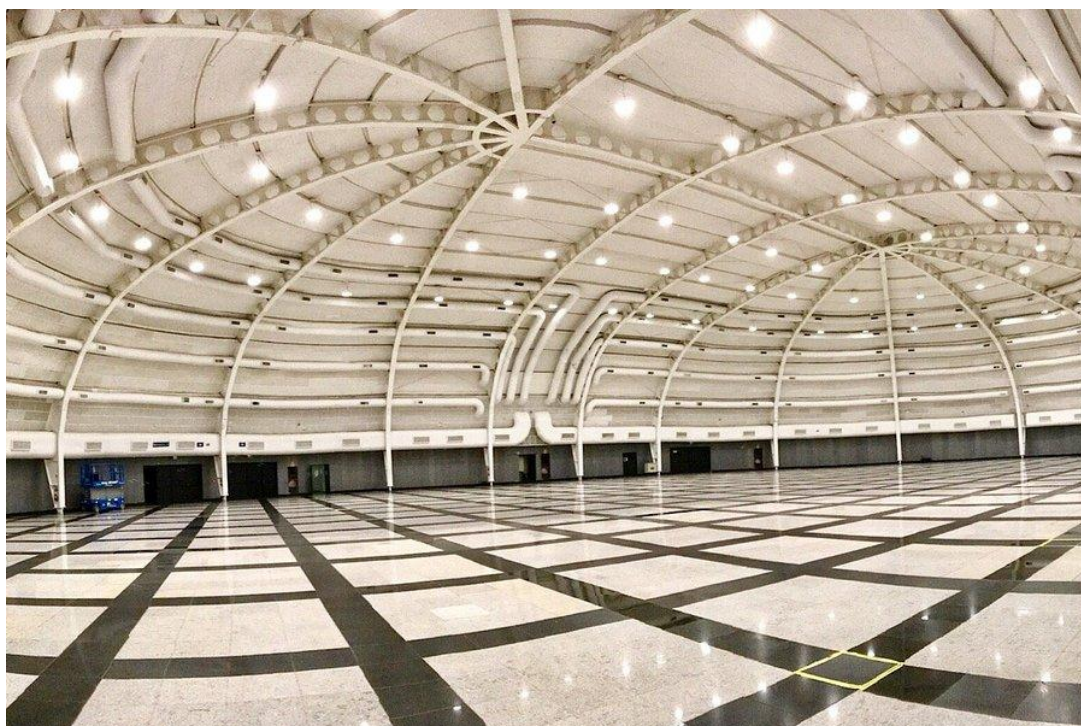


Figura 1.1: Utilização de vigas alveolares, [4].

No entanto, segundo Martinho, [3], ao introduzir as aberturas na alma da viga, há uma alteração nas distribuições de tensões no elemento estrutural, o que influencia seus mecanismos de colapso. Isto torna necessário o seu estudo, visto que há uma carência de normas e procedimentos para o dimensionamento de vigas alveolares, principalmente quando submetidas a altas temperaturas.

1.2 Objetivos

O presente trabalho visa analisar o comportamento de vigas alveolares em temperatura ambiente e em situação de incêndio por meio de simulações numéricas no Software Ansys Workbench.

Assim, os objetivos estão descritos a seguir:

- Desenvolver um modelo numérico, considerando o comportamento não linear geométrico e material, para estudar as vigas celulares em temperaturas elevadas;
- Expandir a aplicação numérica para uma análise paramétrica completa, considerando parâmetros geométricos, condições de carga e níveis de temperatura; e
- Comparar os resultados numéricos com os procedimentos de projeto atuais e propor as adaptações necessárias para condições de incêndio.

1.3 Estrutura do documento

O presente trabalho encontra-se organizado em cinco capítulos, complementado por cinco apêndices. No Capítulo 1 apresenta-se a contextualização das vigas alveolares, a motivação do estudo e seus objetivos, além desta própria seção que descreve a estrutura geral do documento.

O Capítulo 2 traz a revisão bibliográfica: caracteriza o processo de fabricação e as propriedades geométricas das vigas alveolares, discute as imperfeições e tensões residuais, expõe os principais modos de colapso e introduz os fundamentos do método dos elementos finitos, concluindo com o estado da arte.

No Capítulo 3 detalham-se as verificações normativas para vigas sólidas e alveolares em temperatura ambiente e em altas temperaturas, cobrindo desde a seleção das propriedades do material até os estados limites últimos e os métodos específicos para vigas com aberturas na alma.

O Capítulo 4 descreve o desenvolvimento do modelo numérico no ANSYS Workbench, sua validação, os casos de estudo adotados e a comparação entre os resultados numéricos e as previsões teóricas.

Finalmente, o Capítulo 5 apresenta as conclusões gerais, sintetiza as principais contribuições do trabalho e propõe sugestões para investigações futuras.

Nos Apêndices A a E encontram-se, conforme a ordem indicada, os detalhes das simulações (incluindo resultados parciais de carregamento e colapso), bem como as tabelas e gráficos de interação momento–cortante que complementam as análises apresentadas.

Capítulo 2

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Introdução

A presença da alma vazada faz com que as vigas alveolares sejam elementos estruturais inovadores e versáteis na engenharia civil. Facilitam, como visto anteriormente, a passagem de tubulações e são capazes de suportar grandes vãos, o que as torna uma escolha vantajosa em projetos que demandam flexibilidade arquitetônica. Contudo, a presença dessas aberturas modifica a distribuição de tensões ao longo do elemento estrutural, sendo necessário o estudo específico para o seu dimensionamento.

Devido à sua maior profundidade, as vigas alveolares resistem a maiores momentos fletores do que as vigas laminadas a partir das quais são feitas. Em outras palavras, apresentam uma rigidez à flexão consideravelmente superior à do perfil antes do corte. No entanto, a força transversal admissível é menor. Por esta razão, as vigas alveolares são particularmente adequadas para grandes vãos com cargas pequenas, [5].

O fato destas vigas serem mais altas e apresentarem maior momento de inércia em relação ao plano de flexão permite que recebam cargas 10% a 50% maiores que as vigas de alma cheia originais, atinjam vãos livres mais extensos e apresentem também menores deformações (essencial para atendimento de estados limites de serviço) [6]. No entanto, as vigas alveolares apresentam uma redução de capacidade resistente ao esforço cortante quando comparadas às vigas sólidas. Assim, são pouco eficientes na resistência aos esforços

decorrentes de cargas concentradas, o que pode demandar reforços na alma, resultando em um aumento de custo, [7].

2.2 Processo de fabricação

São fabricadas a partir de cortes padrões executados na alma de perfis I ou H. No caso das vigas celulares, cujos alvéolos apresentam forma circular, são cortadas com formato de uma semicircunferência, seguida de um pequeno segmento reto. Posteriormente, as duas metades resultantes são reposicionadas e soldadas entre si pelos segmentos retos. Desse processo resultam vigas com altura superior à do perfil original, mesmo peso, com múltiplas aberturas, cujo momento fletor resistente e rigidez à flexão são superiores à dos perfis originais, [3].

O corte pode apresentar diversas configurações geométricas, como mostra a figura 2.1. São denominadas vigas casteladas aquelas cujos furos apresentam formato hexagonal e vigas alveolares quando estes apresentam formato circular. Benincá, [7], explica que as vigas casteladas praticamente não geram perda de material, pois utilizam integralmente a alma da viga sólida, necessitando apenas de um corte em ziguezague. Já as vigas celulares precisam de dois cortes, o que gera um aumento de tempo e custo de produção, como pode ser observado na figura 2.2.

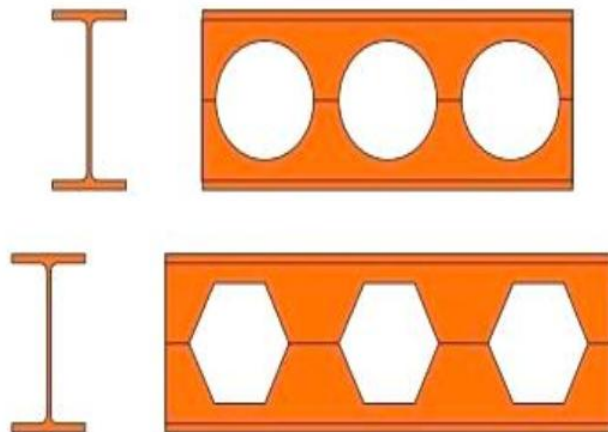


Figura 2.1: Viga alveolar e castelada, [6].

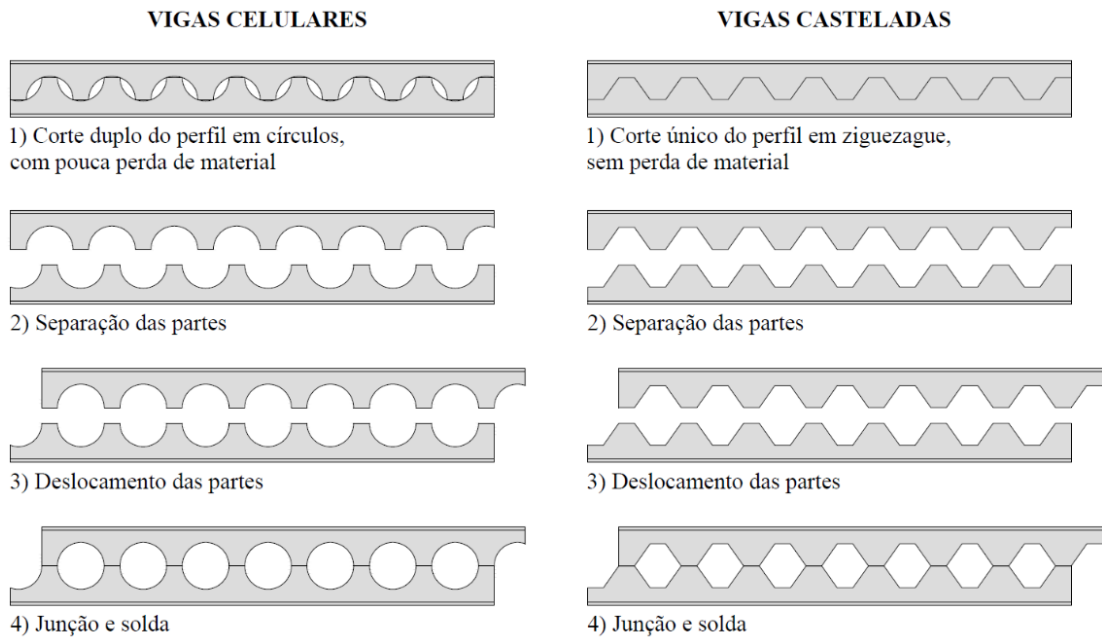


Figura 2.2: Processo de Fabricação da Viga Alveolar e Casteladas, [7].

2.3 Características dimensionais

No presente trabalho, utilizam-se vigas alveolares com perfurações circulares. Para caracterizar o perfil da seção transversal da viga, adota-se a nomenclatura indicada nas figuras 2.3 a 2.6.

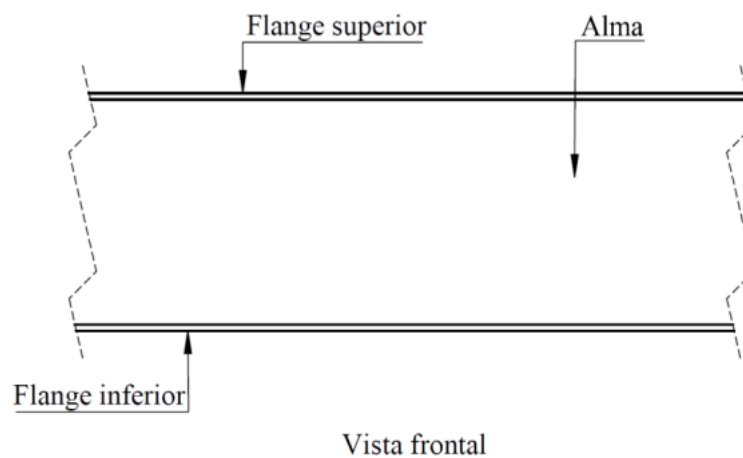


Figura 2.3: Nomenclatura dos elementos da viga sólida, [8].

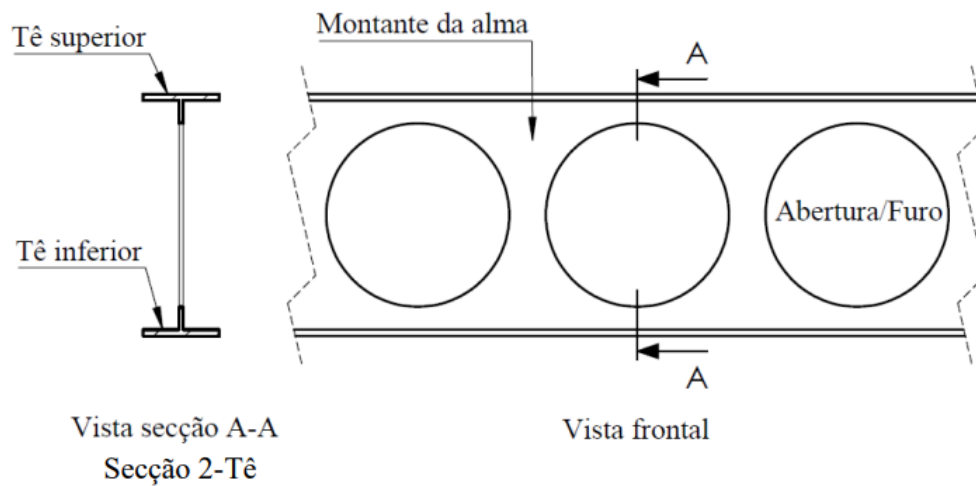


Figura 2.4: Nomenclatura dos elementos da viga alveolar, [9].

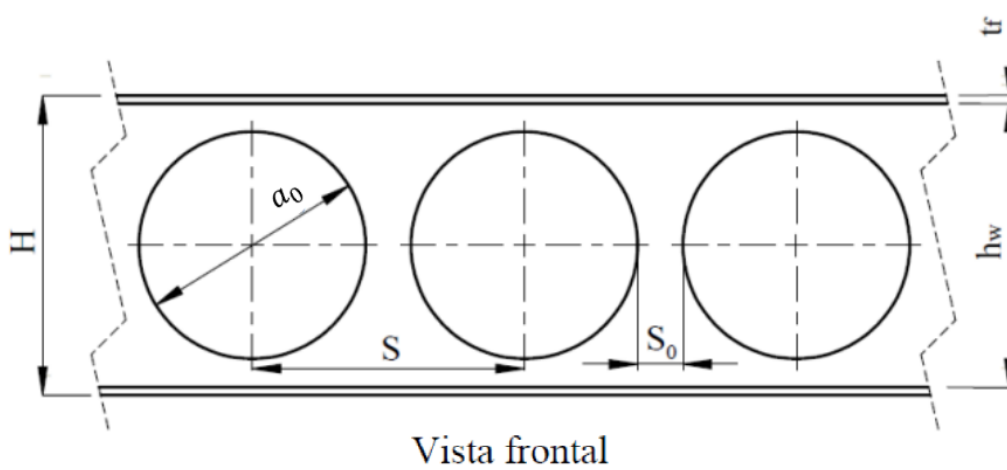


Figura 2.5: Parâmetros geométricos – vista frontal, adaptado de [9].

Onde:

a_0 : diâmetro do furo;

S: distância entre centros de aberturas adjacentes;

S_0 : Espaçamento entre furos;

H: altura total do perfil;

h_w : altura da alma;

t_f : espessura do banzo.

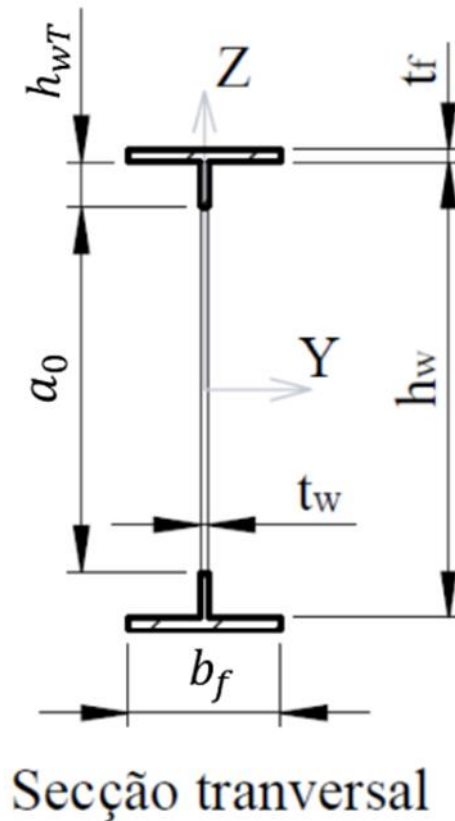


Figura 2.6: Parâmetros geométricos – secção transversal, [9].

Em que:

h_{wT} : altura da alma da porção em T;

b_f : largura do banzo.

2.4 Tensões Residuais

Segundo Estefen et al., [10], as tensões residuais são tensões que existem no material sem qualquer aplicação de carga externa. Sabendo a magnitude e direção das tensões residuais geradas durante o processo de fabricação, é possível corrigir possíveis imperfeições na execução do projeto e auxilia para o planejamento das manutenções.

A tensão residual manifesta-se como resultado da solidificação e resfriamento, pois quando o aço é arrefecido há uma contração do material, que ocorre de maneira não uniforme nos perfis, acumulando tensões internas. O processo de soldagem é um dos casos com maior

influência, pois apresenta oscilação de temperatura significativos em várias regiões da viga, provocando as tensões, o que torna a viga mais suscetível ao colapso.

De acordo com Tankova, [11], as tensões residuais em perfis laminados a quente surgem do resfriamento diferencial do perfil do aço aquecido a temperatura uniforme. Logo, dependem da geometria da secção transversal ou da parcela de áreas que arrefecem mais rapidamente e das que armazenam calor por mais tempo. Na Europa, o modelo ECCS, [12], é o mais utilizado para representar as tensões residuais em vigas sólidas, como mostra a figura 2.7.

Já nos perfis soldados, as distribuições das tensões residuais dependem do processo de soldadura, velocidade, entrada de calor, número de passagens, pré-aquecimento e geometria da secção transversal. Além disso, também há o processo de corte, como corte a plasma e chama, que da mesma forma que à soldadura, envolve altas temperaturas e introduzem uma entrada de calor localizada, provocando as tensões residuais.

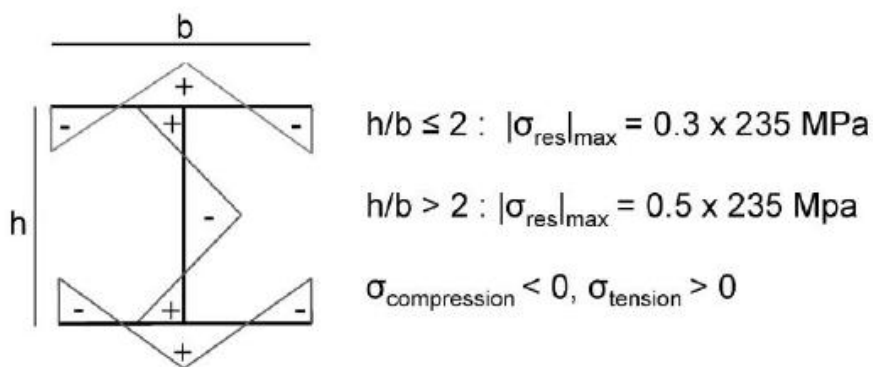


Figura 2.7: Tensões residuais para perfis laminados a quente, [12].

Verificou-se que a distribuição de tensões residuais, para perfis I laminados a quente ocorre pois, há um resfriamento mais rápido nas extremidades dos banzos e na região central da alma, [13]. Logo, a região central do banzo e a junção do banzo com a mesa demoram mais para se resfriarem, conforme está representado na figura 2.8.

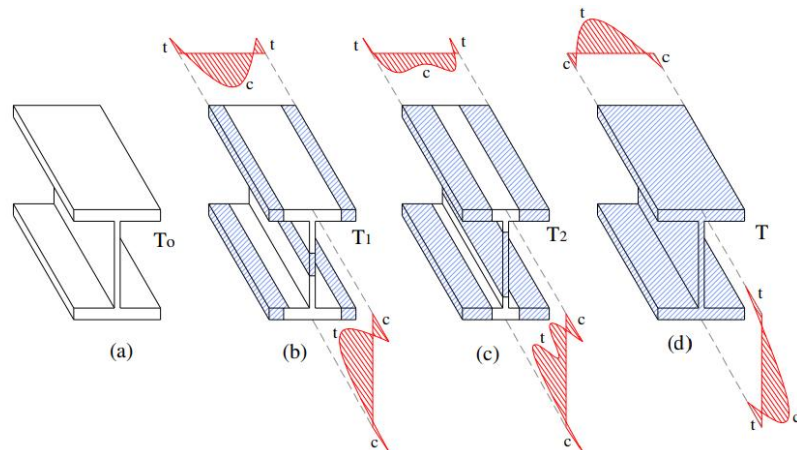


Figura 2.8: Processo de resfriamento de um perfil I laminados a quente, [12].

Onde:

(a): o perfil encontra-se em temperatura igual a $T_0 = 600^\circ C$, livre de tensões.

(b): começa a ocorrer o processo de resfriamento (T_1). Como a tendência das áreas mais frias de encurtar é impedida pelas áreas mais mornas, ocorre uma distribuição residual longitudinal.

(c): neste ponto, o perfil está com uma temperatura intermediária (T_2), em que as áreas mornas sofrem deformação plástica, causada pela tensão de compressão imposta pelas áreas que resfriaram rapidamente, reduzindo a tensão residual induzida.

(d): o perfil encontra-se em temperatura ambiente (T), podendo verificar a distribuição final das tensões residuais. As áreas que resfriaram primeiro estão comprimidas, enquanto as áreas que demoraram mais para resfriar estão tracionadas.

Grilo, [14], informa que as tensões residuais alteram a relação tensão-deformação, pois a seção transversal escoava antecipadamente, resultando em uma transição mais gradual do comportamento elástico para o plástico, conforme ilustrado na Figura 2.9. No entanto, essa característica não afeta a resistência plástica da estrutura, que tenderá para o mesmo valor daquela sem tensões residuais.

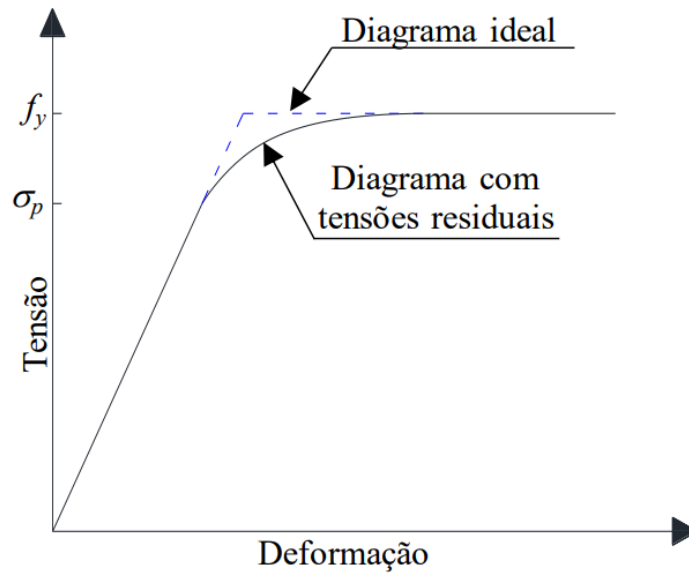


Figura 2.9: Influência das tensões residuais no diagrama tensão-deformação, [14].

No caso das vigas alveolares, as tensões residuais são ainda mais críticas, pois o processo de corte térmico e posterior reunião para a criação dos alvéolos introduz tensões residuais adicionais na estrutura. Sonck, [15], realizou ensaios experimentais utilizando vigas sólidas de seção IPE160, com classe de aço S235 (tensão de cedência igual a 235MPa), o que originou vigas alveolares de diferentes alturas. A autora utilizou a relação altura-largura (h/b) para expor seus resultados, como mostra a figura 2.10.

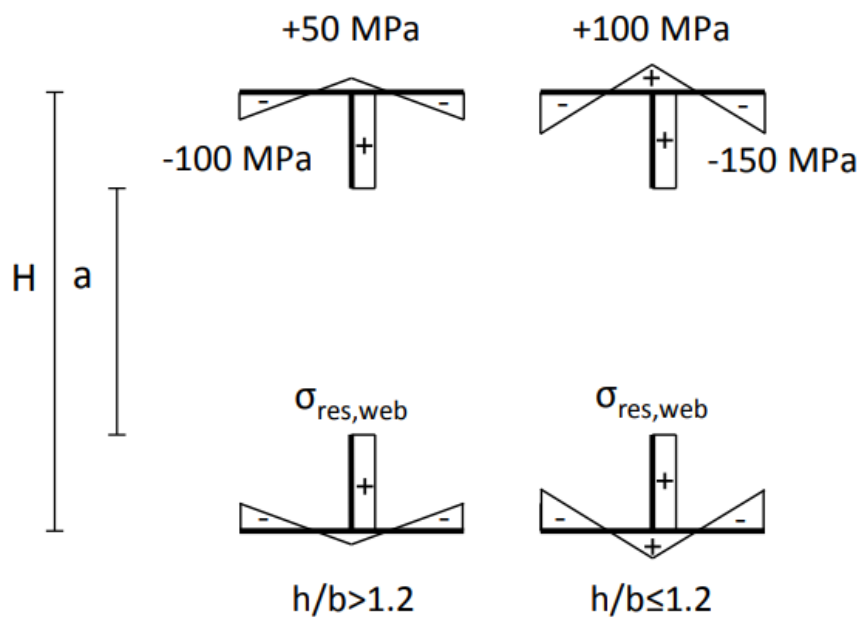


Figura 2.10: Padrão de tensão residual para vigas celulares IPE160, [15].

Em que é $\sigma_{res,web}$ calculado de acordo com a equação 2.1.

$$\sigma_{res,web} = 50MPa \cdot \frac{b \cdot t_f}{(H - t_f - a)t_w} \quad (2.1)$$

No entanto, segundo Silva, [16], ainda não há modelos genéricos que se possa utilizar para considerar as tensões residuais em outros tipos de vigas. Admite-se, então um modelo simplificado, seguindo as recomendações de ECCS, [12], nele as tensões da alma são consideradas nulas, assumindo que o processo de corte dos furos dissipa a restrição da alma, conforme a figura 2.11.

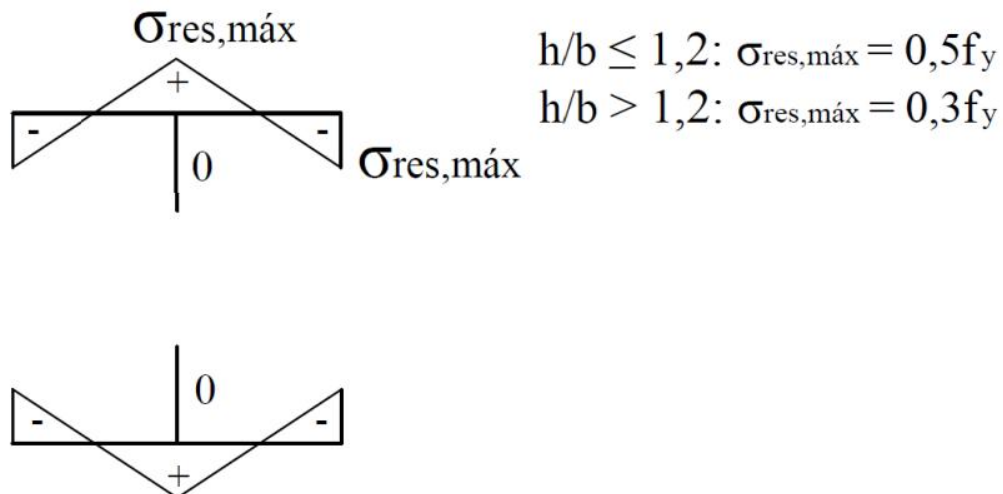


Figura 2.11: Padrão de tensão residual para vigas alveolares sem tensões na alma, [16].

2.5 Imperfeições

As vigas metálicas podem sofrer empenamento, ou seja, uma distorção fora do plano, durante seu processo de fabricação, transporte e/ou montagem. Essas imperfeições afetam o desempenho estrutural da peça e, por isso, devem ser considerados no dimensionamento para garantir a segurança estrutural.

Segundo Piloto et al., [17], as imperfeições podem ser globais e locais. As imperfeições locais ocorrem principalmente em seções transversais esbeltas, afetando a estabilidade da viga e podendo resultar na deformação da alma e/ou do banzo, ou falta de esquadria, influenciando diretamente no modo de colapso local, como encurvadura do montante da alma e do mecanismo de Vierendeel, abordados no capítulo 2.6. Já as imperfeições globais são mais comuns em seções transversais compactas e possuem maior influência na resistência à encurvadura lateral torcional, manifestando-se como deslocamento lateral e rotação da seção transversal. (Figura 2.12)

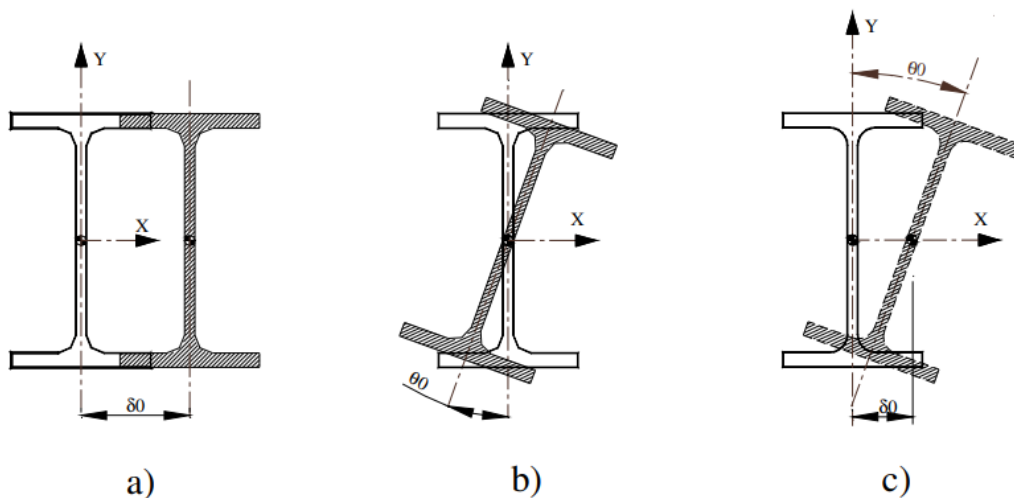


Figura 2.12: Imperfeições geométricas da seção reta a meio vão da viga, [17].

Onde:

- a) Deslocamento lateral
- b) Rotação da seção
- c) Deslocamento lateral e rotação

2.6 Modos de falha de vigas alveolares

Segundo Benincá, [7], a presença dos alvéolos e a esbelteza dos montantes da alma provocam a ocorrência de outros modos de falha além dos tradicionalmente estudados para uma viga laminada sólida, os quais estão listados a seguir. Silva, [16], expõe que o mecanismo de Vierendeel e a encurvadura do montante da alma são modos de falha que ocorrem pela presença

dos furos. Os demais modos de colapso também ocorrem em vigas sólidas, porém, com diferentes valores, devido às aberturas.

2.6.1 Mecanismo de Vierendeel

Conforme explica Benincá, [7], este modo de falha está relacionado diretamente ao esforço cortante, além do momento fletor que possui uma menor influência. Consiste na formação de rótulas plásticas na borda dos alvéolos, resultando em uma deformada com características geométricas de uma elipse. A este mecanismo plástico dá-se o nome de mecanismo Vierendeel, como mostra a Figura 2.13.

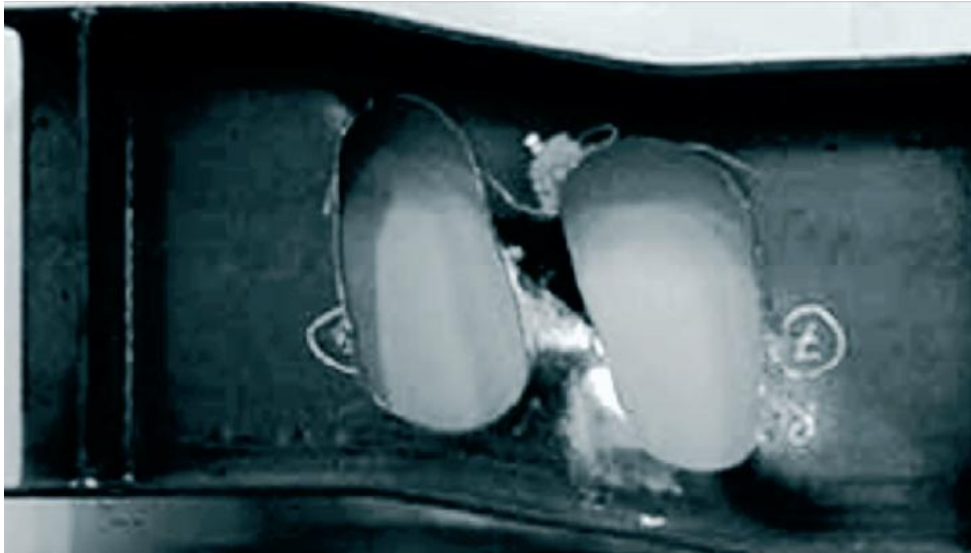


Figura 2.13: Mecanismo Vierendeel, [18].

Na Figura 2.14, a coloração azul indica zonas sujeitas à baixa tensão, enquanto as regiões avermelhadas correspondem às zonas de alta tensão na viga nas quais ocorre a formação de rótulas plásticas, caracterizando assim a formação de mecanismo plástico, [19].

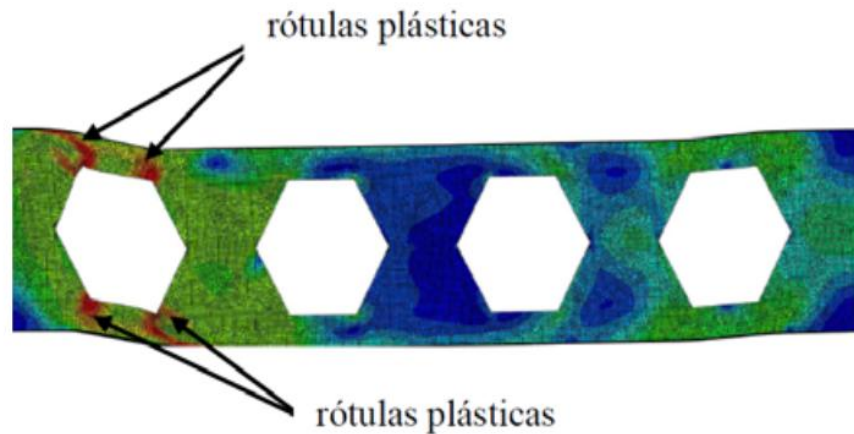


Figura 2.14: Mecanismo Vierendeel com formação de rótulas plásticas, [19].

Neto *et al.*, [18], afirmam que este fenômeno ocorre com maior frequência em vigas com pequenos vãos livres, alturas reduzidas dos “tês” inferior e superior e com grande comprimento de solda entre duas aberturas. O colapso costuma suceder na região onde há o máximo esforço transversal. No entanto, se as aberturas apresentarem igual esforço cortante, o colapso ocorrerá na abertura em que atuar o maior momento fletor.

2.6.2 Formação de Rótula Plástica

Conforme explica Benincá, [7], este modo de falha ocorre exclusivamente em vigas sujeitas unicamente a momento fletor, de modo que as seções T superior e inferior dos alvéolos irão escoar completamente por tração e compressão, antes que outros modos de falha possam ocorrer. Será formada então uma rótula plástica na região central do alvéolo, onde o momento resistente será igual ao momento de plastificação no centro da abertura.

2.6.3 Ruptura da solda entre aberturas

Neste mecanismo de colapso ocorre a ruptura na junção das duas metades do perfil, quando há um esforço horizontal de cisalhamento maior que a força resistente da solda, como mostra a Figura 2.15, [18].



Figura 2.15: Colapso da solda entre as aberturas, [18].

Este modo de falha está mais propenso a ocorrer quando a distância entre alvéolos, e, conseqüentemente, o comprimento do filete de solda, são pequenos. Neste caso, a propensão de ocorrência do modo de falha por formação de mecanismo Vierendeel é pequena. Em suma: a ruptura da solda tem maior probabilidade de ocorrer quando os montantes da alma são estreitos, enquanto este último tem maiores chances quando os montantes são largos, [7].

2.6.4 Flambagem lateral com torção

Neste modo de colapso, a falha da viga é caracterizada por um deslocamento lateral juntamente com um giro na seção transversal, sendo semelhante ao que ocorre com as vigas de alma cheia.

A flambagem lateral com torção (FLT) é um estado limite último causado pelo momento fletor, no qual a porção da viga sujeita a esforços de compressão pode tornar-se instável devido à flambagem e com isso apresentar deslocamentos laterais, conforme Figura 2.16. Contudo, a porção tracionada exerce efeito estabilizador, restringindo parcialmente este deslocamento lateral, provocando o giro da seção transversal. Ademais, este modo de falha pode vir acompanhado de distorção da alma, se ocorrer juntamente com a flambagem local da mesma, [7].



Figura 2.16: Flambagem lateral com torção (FLT), [15].

2.6.5 Flambagem no montante da alma por cisalhamento

Neste caso, ocorre um deslocamento para fora do plano longitudinal apenas na parte comprimida, como mostra a Figura 2.17.

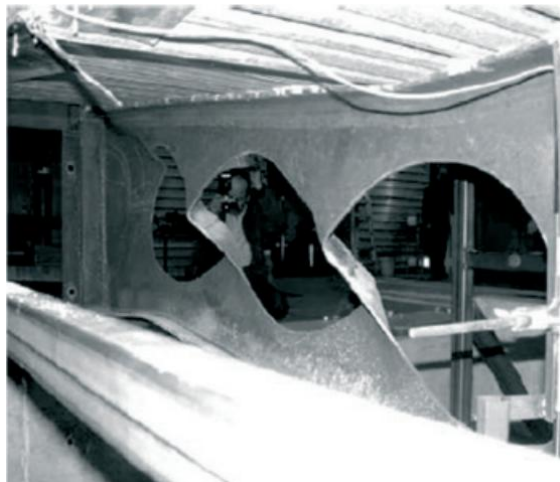


Figura 2.17: Flambagem do montante da alma, [18].

2.6.6 Flambagem no montante da alma por compressão

A flambagem por compressão do montante da alma ocorre pela presença de cargas localizadas ou reações de apoios aplicados diretamente no montante da alma. Ela é semelhante à flambagem por flexão de barras axialmente comprimidas, como pode ser vista na Figura 2.18, [18].

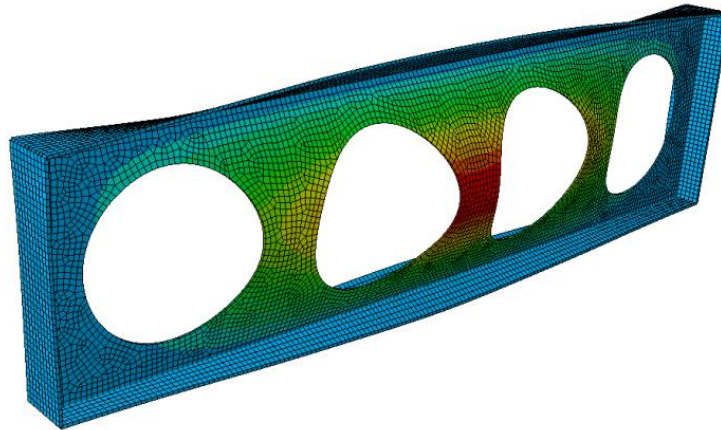


Figura 2.18: Flambagem do montante de alma por compressão, [14].

2.7 Prevenção de colapsos

Como mencionado anteriormente, a viga alveolar oferece várias vantagens em comparação com as vigas de alma sólida, porém apresenta um número maior de possíveis modos de falha. Para garantir os requisitos de segurança, muitas vezes é necessário utilizar mecanismos que aumentem a rigidez nas áreas que apresentam baixa resistência aos esforços atuantes na estrutura. A seguir, são listados alguns métodos utilizados para esse fim.

2.7.1 Preenchimento da furação

Este método consiste em soldar as aberturas das regiões mais propensas a colapsar, aumentando a rigidez local (Figura 2.19). Este é o caso dos alvéolos próximos aos apoios, que possuem maior tendência de apresentar o mecanismo de Vierendeel devido aos elevados esforços cortantes nessas regiões, [20].



Figura 2.19: Preenchimento da Furação, [21].

2.7.2 Reforço nas aberturas

Utilizado quando não é possível realizar o preenchimento total das aberturas, consiste na soldagem de aros ao redor das aberturas (Figura 2.20). Logo, há um aumento na rigidez local, sem bloquear a passagem de tubulações pelos alvéolos, por exemplo.

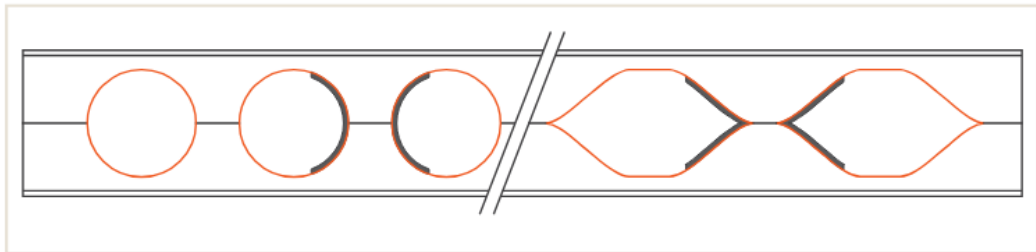


Figura 2.20: Reforço nas aberturas, [21].

2.7.3 Reforço do montante da alma

O reforço do montante da alma visa aumentar a rigidez do local mediante a soldagem de uma chapa enrijecedora (Figura 2.21). É importante em vigas com grandes espaçamentos ou aberturas, ajudando a prevenir a encurvadura do montante da alma.

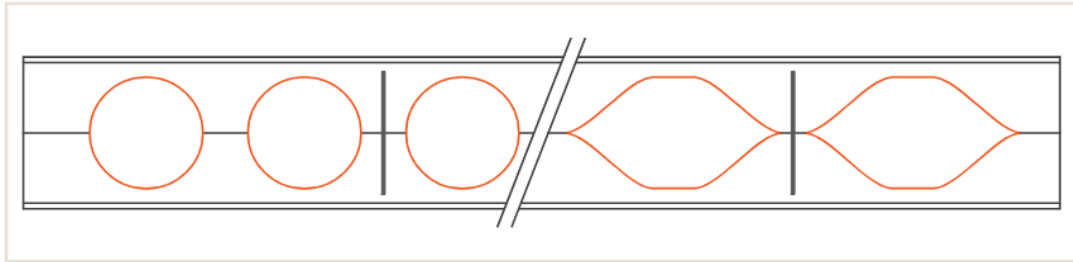


Figura 2.21: Reforço do montante da alma, [21].

2.7.4 Resistência a cargas concentradas

Quando uma viga está sujeita a cargas localizadas, as tensões máximas geralmente se concentram ao redor do ponto de aplicação da carga. Para reforçar localmente nessas situações, pode-se soldar placas paralelas acima e abaixo das aberturas, como mostrado na Figura 2.22.

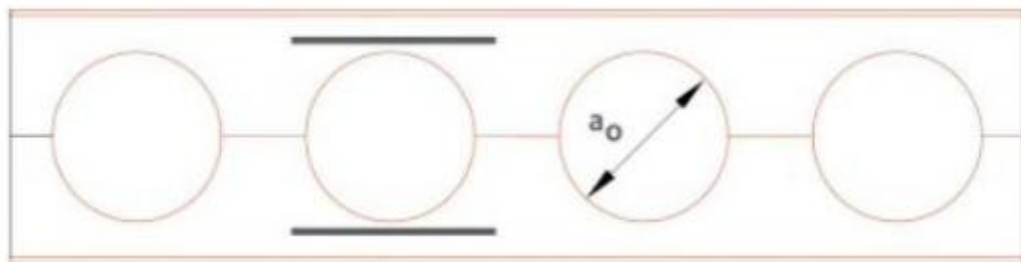


Figura 2.22: Resistência a cargas concentradas, [21].

2.8 Métodos dos Elementos Finitos

O método dos Elementos Finitos (MEF) surgiu da necessidade de desenvolver procedimentos capazes de serem aplicados independentes da forma estrutural e do tipo de

carregamento. O método consiste na discretização do sistema estrutural em um número finito de partes, chamadas elementos finitos, que são conectadas entre si por meio de pontos discretos denominados nós.

Esse método pode ser utilizado tanto em problemas lineares quanto não lineares. Em análises lineares, assume-se que as propriedades do material, a geometria e as condições de contorno permanecem constantes, resultando em uma relação linear entre cargas e deslocamentos. Por outro lado, as análises não lineares consideram variações dessas propriedades, como grandes deformações, comportamento plástico dos materiais ou mudança nas condições de contorno, exigindo, portanto, métodos iterativos para a obtenção de soluções mais precisas, [22].

Na modelagem de estruturas, o método dos elementos finitos permite a criação de diferentes tipos de modelos, conforme o objetivo da análise. É possível representar a estrutura completa por meio de modelos globais, que incorporam todas as características geométricas, condições de contorno e carregamento aplicado. Esses modelos são utilizados para avaliar comportamento geral da estrutura, como deslocamento, distribuição de esforços e colapsos globais, como a flambagem lateral com torção (Figura 2.23).

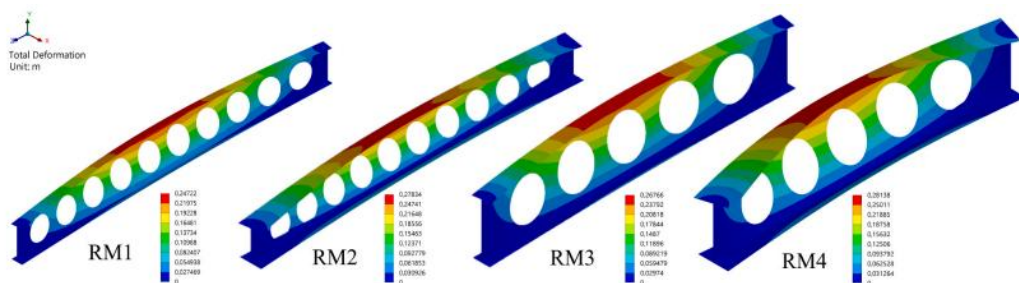


Figura 2.23: Modelo global de viga alveolar para análise de flambagem lateral com torção, [23].

Além disso, também podem ser utilizados modelos reduzidos como uma estratégia eficiente para a análise de regiões críticas da estrutura, com menor custo computacional. No caso das vigas alveolares, a consideração de uma única abertura e suas regiões adjacentes, conforme representado na Figura 2.24, permite avaliar os efeitos locais nas regiões das aberturas, como a formação de rótulas plásticas, distribuição de tensões ao redor dos furos e a atuação do mecanismo de Vierendeel.

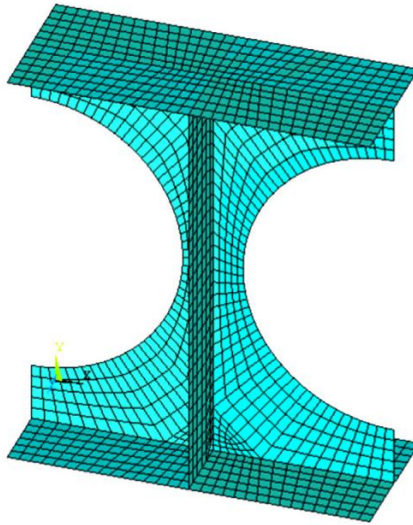


Figura 2.24: Modelo reduzido entre centro de aberturas, [24].

Neste trabalho, optou-se pela utilização do software de elementos finitos ANSYS Workbench, que oferece recursos robustos para modelagem, simulação e análise de estruturas. Considerando que serão estudadas vigas alveolares submetidas a combinações de carregamento com comportamento plástico do aço, além da consideração de tensões residuais, a adoção de um modelo computacional avançado mostrou-se essencial para a obtenção de resultados confiáveis e representativos.

2.9 Estado da Arte

Ao analisar modelos numéricos de vigas celulares do tipo W no programa ABAQUS, Abreu, [25], observou que em vigas muito curtas $\left(\frac{H}{L} = \frac{0,776}{3} = 0,259\right)$ não há plastificação total da seção por ocorrerem outros estados limites últimos antes, como é o caso do mecanismo de Vierendeel, ilustrado na figura 2.25. Notou ainda que, ao aplicar carregamentos distribuídos, as deformadas ocorrem principalmente nas primeiras e últimas aberturas, onde há maior efeito de cisalhamento. Já para cargas concentradas, a deformação ocorre no entorno de onde foi aplicada a carga, como mostra a Figura 2.26.

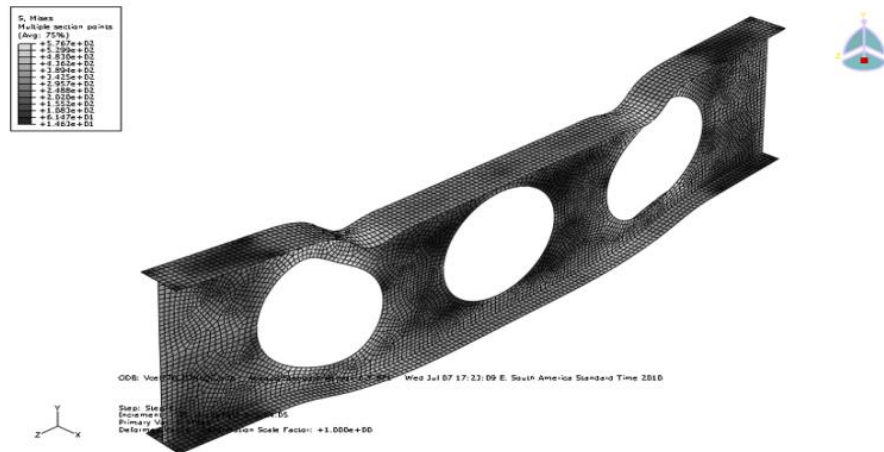


Figura 2.25: Exemplo do Mecanismo Vierendeel com carregamento distribuído, [25].

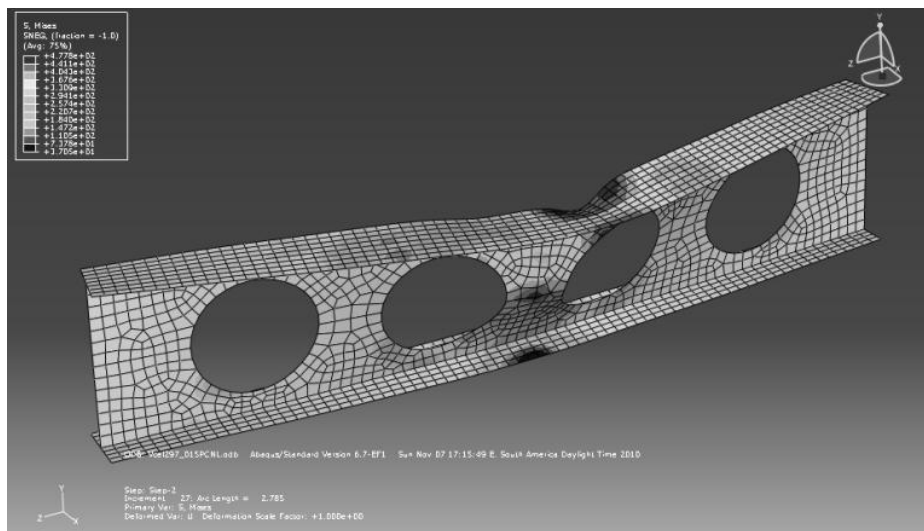


Figura 2.26: Exemplo de falha na seção central devido à carga concentrada a meio vão, [25].

Barboza, [22], analisou a influência dos parâmetros geométricos em relação à resistência da viga alveolar, realizando simulações no software ANSYS Workbench. Utilizou a viga de perfil IPE 400, aço S355, de 6 metros de comprimento, aplicando as alturas de 1,4m, 1,6m e 1,8m ($\frac{H}{L} = 0,233$ a $0,300$). Constatou que o mecanismo de Vierendeel sofre maior influência do esforço de corte, sendo relacionado diretamente ao diâmetro do furo e a carregamento distribuído. Ademais, notou que não houve alteração no modo de colapso com o aumento da temperatura. Sucedeu apenas a diminuição da resistência e dos efeitos do mecanismo de

Vierendeel em carregamentos distribuídos. Contudo, para carregamentos pontuais, os efeitos de Vierendeel mostraram-se mais intensos.

Silva, [16], realizou uma análise paramétrica de vigas alveolares via simulação numérica, variando seus parâmetros geométricos, como diâmetro do furo, espaçamento entre furos e altura final da viga. Utilizando como viga inicial a IPE 500, com alturas variando de 1,3h a 1,5h e comprimentos de 3 a 10m. Verificou que o espaçamento entre as furações não é um fator determinante na capacidade de resistência da viga, exceto nos casos em que a largura do montante da alma é excessivamente pequena (5cm). Nessa situação, o modo de colapso da viga ocorre pela encurvadura local do montante da alma, como apresenta a Figura 2.27.

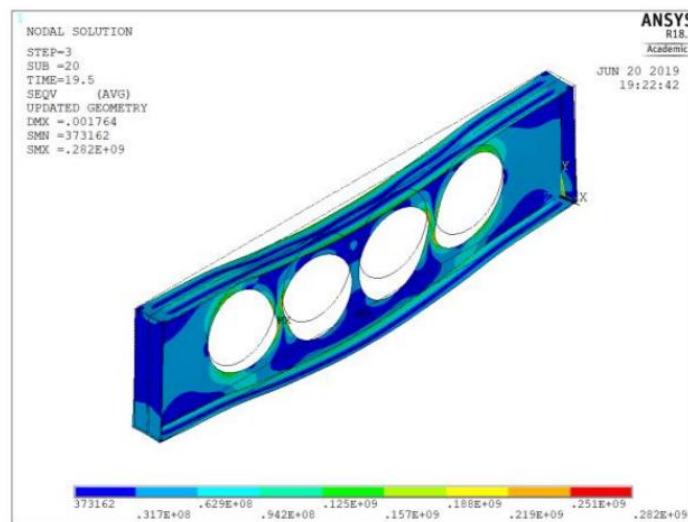


Figura 2.27: Exemplo de colapso por encurvadura local do montante da alma, [16].

Costa, [9], realizou uma investigação numérica de vigas sólidas e alveolares no software Ansys, com a viga paterna de um perfil IPE 220, de aço S355, com aplicação de cargas uniformemente distribuídas. Chegou à conclusão de que o principal fator que define o modo de colapso local ou global é o comprimento da viga. Verificou que para vigas de menor comprimento ($\frac{H}{L} = \frac{0,308}{1} = 0,308$), o modo de colapso predominante é o mecanismo de Vierendeel, como mostra a Figura 2.28, enquanto para vigas de maior comprimento ($\frac{H}{L} = \frac{0,308}{10} = 0,0308$), o modo de colapso principal é a flambagem lateral torcional, figura 2.29. Observou também que o aumento de temperatura não tende a alterar o modo de colapso das vigas alveolares, apenas há uma diminuição na intensidade do efeito do modo de instabilidade local, como o mecanismo de Vierendeel.

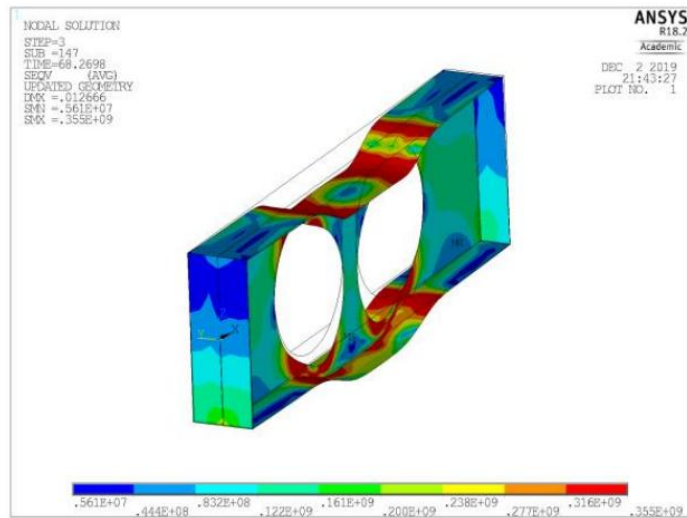


Figura 2.28: Exemplo de colapso por mecanismo de Vierendeel, [9].

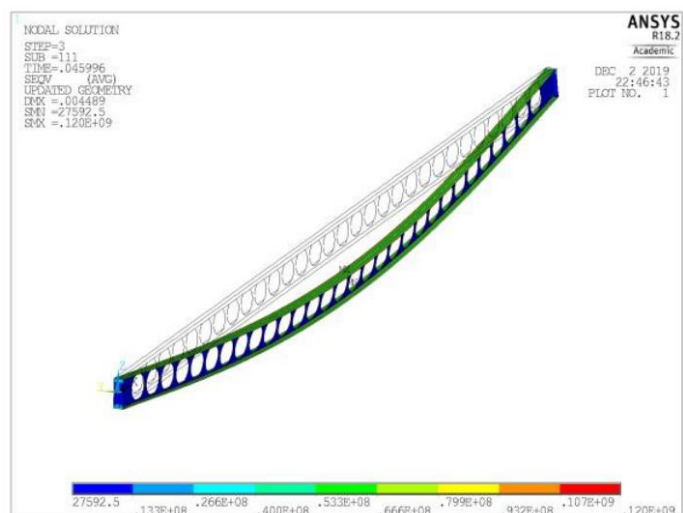


Figura 2.29: Exemplo de colapso por flambagem lateral torcional, [9].

Chung et. al., [26], investigaram a capacidade de carga de vigas alveolares, analisando o mecanismo de Vierendeel e a interação entre o esforço de corte V_{sd} e momento fletor M_{sd} . Os autores destacam que, para vigas com múltiplas aberturas, a flambagem na alma pode ser um fator crítico quando o espaçamento entre as aberturas é muito reduzido. Nesse cenário, é fundamental considerar o aumento da deformação δ devido à presença dos furos, como apresentado na Figura 2.30.

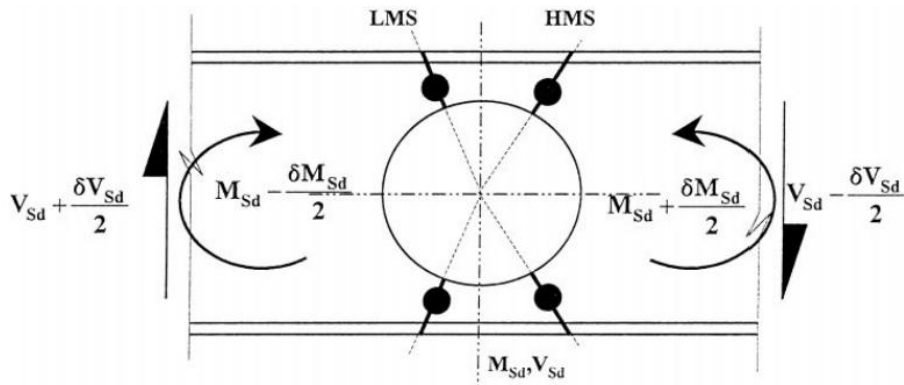


Figura 2.30: Mecanismo de Vierendeel, [26].

Sendo:

LMS: lado de momento fletor baixo;

HMS: lado de momento fletor alto.

Além disso, o estudo revelou que a falha estrutural não ocorre imediatamente após a formação de rótulas plásticas dos 'T' superiores, pois as vigas são capazes de suportar cargas adicionais até que as quatro rótulas críticas se formem, caracterizando um mecanismo de Vierendeel completo.

Seguindo o estudo, Chung et. al. [27], realizaram uma investigação empírica para o dimensionamento de vigas de aço com grandes aberturas na alma. Os autores avaliaram que apesar da variação no formato e tamanho das aberturas (Figura 2.31), as curvas de interação momento fletor e esforço cortante seguem um padrão semelhante, permitindo desenvolver uma curva generalizada de interação momento-cortante para estimar a capacidade resistente das vigas com diferentes geometrias de aberturas.

Foi observado que o aumento da profundidade da abertura, d_0 , reduz tanto a capacidade resistente ao esforço cortante quanto a resistência ao momento fletor, tornando d_0 um dos principais parâmetros no dimensionamento das vigas. Por outro lado, o comprimento de abertura, c , não afeta diretamente as capacidades resistentes globais, mas aumenta os momentos locais, o que intensifica o colapso por mecanismo de Vierendeel.

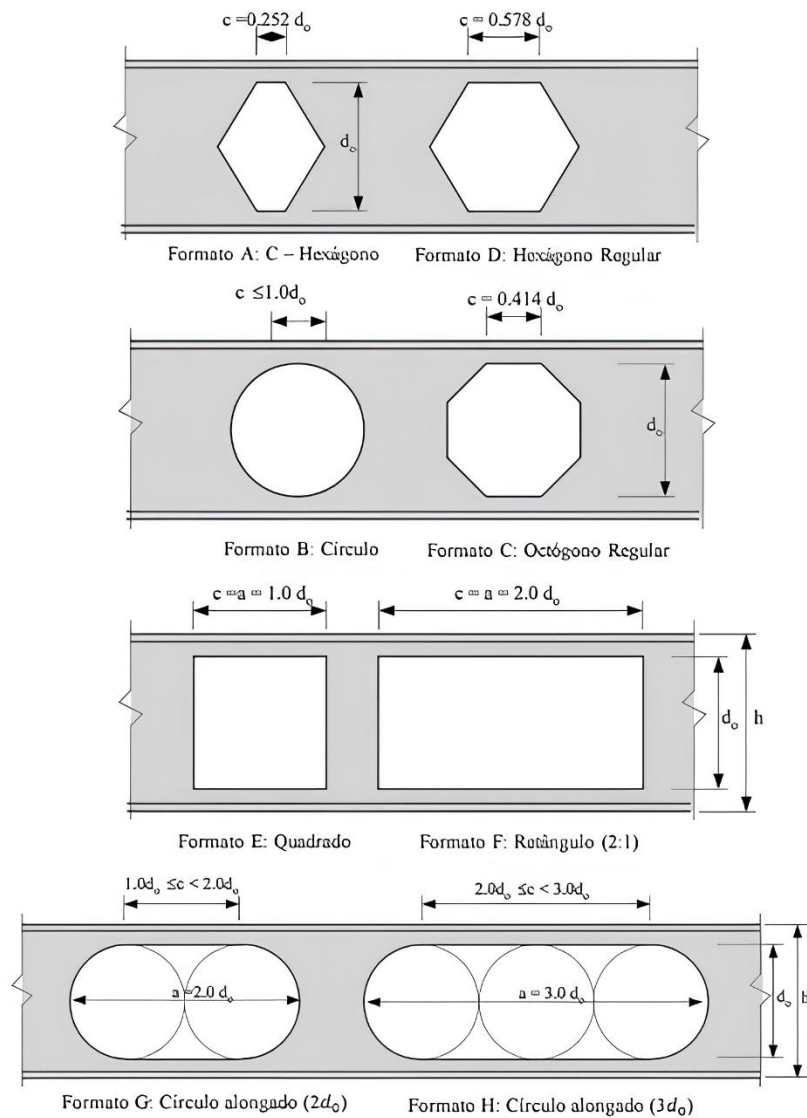


Figura 2.31: Configuração geométrica das aberturas na alma, adaptado de [27].

O estudo também ressaltou que tanto o colapso por cisalhamento quanto o mecanismo de Vierendeel são causados principalmente por forças de cisalhamento globais, sendo que a resistência máxima da seção transversal ao esforço cortante se dá quando não há presença de tensões normais devidas ao momento fletor global. No entanto, com o aumento do momento fletor global, surgem forças axiais locais nas seções em T, que promovem o escoamento local e, conseqüentemente, o colapso da viga. Esse efeito é ilustrado na Figura 2.32, em que, devido ao mecanismo de Vierendeel, ocorre uma redução na capacidade resistente das vigas, principalmente ao esforço de cisalhamento global.

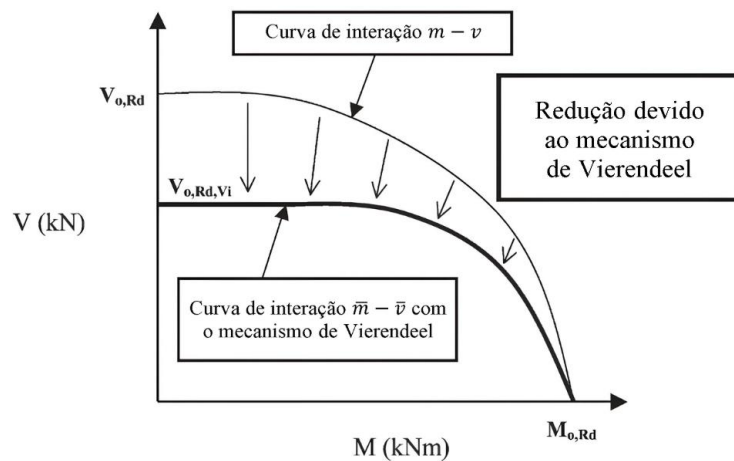


Figura 2.32: Redução da curva de interação momento fletor – cortante das seções perfuradas devido ao mecanismo de Vierendeel, adaptado de [27].

Panedpojaman et. al., [28], propuseram um método de dimensionamento de vigas alveolares baseadas no mecanismo de Vierendeel (Figura 2.33), considerando que a seção transversal pode apresentar um colapso tanto na seção 2T como no plano inclinado com origem no centro da abertura. Nesse estudo, além dos esforços atuantes na seção 2T (esforço normal N_{sd} , esforço de corte V_{sd} e momento fletor M_{sd}), os esforços provenientes da seção crítica com inclinação θ devem ser considerados, sendo:

- $N_{\theta, sd}$: esforço normal no plano inclinado;
- $V_{\theta, sd}$: esforço de corte no plano inclinado;
- $M_{\theta, sd}$: momento fletor no plano inclinado.

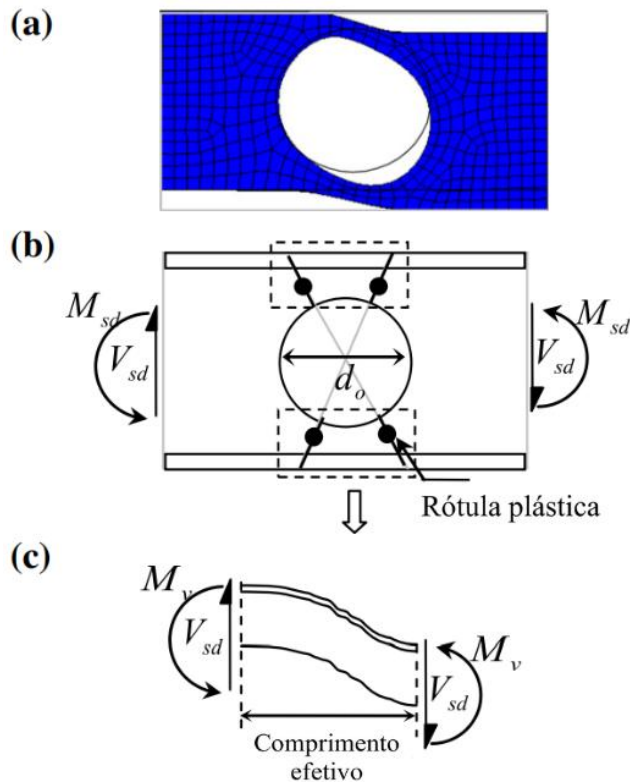


Figura 2.33: Mecanismo de Vierendeel: (a) Ruptura por Vierendeel, (b) Rótula plástica, (c) Flexão de Vierendeel e comprimento efetivo, adaptado de [28].

Segundo a proposta da norma europeia EN 1993-1-13, [29], para determinar o plano crítico, o ângulo θ deve ser analisado com incrementos de 5° . No entanto, para seções transversais submetidas a esforços de momento fletor puro, a seção crítica se encontra na seção vertical a 0° . Já para vigas sob esforço cortante puro, o ângulo θ é de aproximadamente 28° , como ilustrado na Figura 2.34. Nos casos gerais, recomenda-se utilizar para a análise θ igual a 25° , considerado um ângulo conservador, [26], [30], [28].

Para a interpretação dos resultados obtidos nas análises numéricas, adota-se como referência a tensão equivalente de von Mises, sendo uma forma simplificada de representar, por meio de um único valor escalar, o efeito conjunto de todas as tensões atuando em um ponto. Dessa forma, os valores de tensão de von Mises apresentados na figura a seguir permitem identificar regiões críticas da seção transversal, com maior probabilidade de plastificação, e avaliar o efeito do ângulo θ na distribuição das tensões internas.

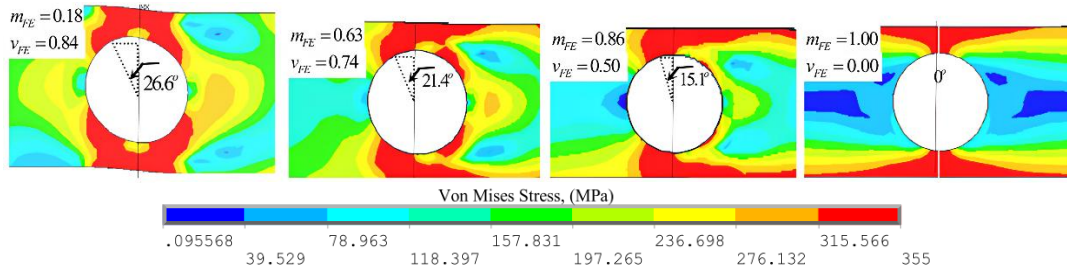


Figura 2.34: Von Mises Stress para diferentes ângulos θ , adaptado de [28].

No estudo de Tsavdaridis e D’Mello, [31], os autores investigaram o comportamento estrutural de vigas com diferentes formas de abertura na alma, como aberturas circulares, hexagonais e elípticas. Utilizando modelos de elementos finitos validados por ensaios experimentais, eles analisaram curvas de interação momento fletor – esforço cortante (M-V) para seis diferentes geometrias de abertura, com as variáveis normalizadas pelas capacidades resistentes correspondentes.

Para as aberturas circulares foram analisadas 3 variações de diâmetro ($d_0 = 0,5h$, $d_0 = 0,65h$ e $d_0 = 0,8h$), juntamente com as curvas empíricas quadráticas e cúbicas, conforme apresentadas na equação 2.2 e 2.3. As curvas de interação M-V são apresentadas na Figura 3.35, sendo possível observar uma redução da resistência com o aumento do diâmetro, evidenciada pela diminuição da área delimitada pelas curvas de interação.

$$\left(\frac{V_{Ed}}{V_{o,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{o,Rd}}\right)^2 = 1 \quad (2.2)$$

$$\left(\frac{V_{Ed}}{V_{o,Rd}}\right)^3 + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{o,Rd}}\right)^3 = 1 \quad (2.3)$$

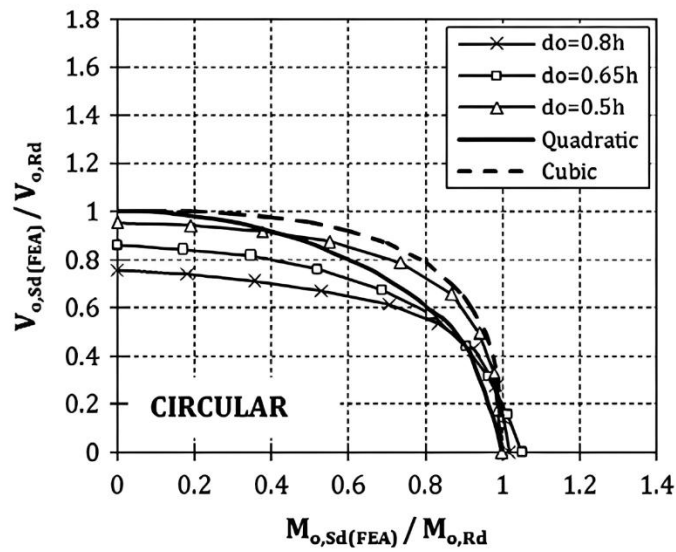


Figura 2.35: Curva de Interação M-V, [31].

Como esperado pelos autores, o aumento da capacidade resistente ao cisalhamento foi maior do que quando comparado com o aumento da capacidade ao momento fletor, já que a presença da abertura da alma reduz significativamente a área resistente ao esforço cortante da seção, enquanto a redução do módulo plástico da seção transversal é pequena. Em algumas geometrias, observou-se inclusive a razão do momento ultrapassar o valor normalizado de 1,0.

Além disso, o estudo destacou que modelos empíricos tradicionais, como as curvas quadráticas e cúbicas, tendem a superestimar a capacidade resistente das vigas alveolares tradicionais, como as circulares e hexagonais. Enquanto para aberturas inovadoras, especialmente aberturas elípticas médias e pequenas, as curvas teóricas tendem a subestimar a capacidade resistente de vigas alveolares, evidenciando a necessidade de considerar a forma da abertura na análise estrutural.

Capítulo 3

3 Dimensionamento de vigas alveolares

3.1 Verificação de segurança de vigas sólidas e alveolares em temperatura ambiente

Para projetar e dimensionar vigas alveolares, os profissionais da área civil recorrem frequentemente ao *Eurocódigo 3*, [32], um anexo ao EN1993-1-1 2010, [1], o qual apresenta sobre o projeto de estruturas de aço: regras gerais e regras de edifícios. No entanto, este ainda não prevê o dimensionamento e verificação de segurança para vigas alveolares, apenas para vigas de alma cheia. Assim, baseou-se as expressões na literatura e na proposta de norma europeia EN 1993-1-13, [29], para vigas de aço com abertura na alma.

Os tópicos 3.1.1 até 3.1.5 apresentados a seguir são embasados no EN1993-1-1 2010, [1], e abordam os dados, conceitos e fórmulas utilizados no estudo de vigas sólidas.

3.1.1 Valores de cálculo das propriedades dos materiais

As propriedades a serem adotadas nos cálculos são as seguintes:

- Módulo de elasticidade: $E = 210.000 \text{ N/mm}^2$
- Módulo de distorção: $G \approx 81.000 \text{ N/mm}^2$
- Coeficiente de Poisson em regime elástico: $\nu = 0,3$
- Coeficiente de dilatação térmica linear: $\alpha = 12 \cdot 10^{-6}$ por K (para $T \leq 100^\circ\text{C}$)

3.1.2 Pré-dimensionamento e características geométricas

O pré-dimensionamento de vigas alveolares é uma etapa essencial para garantir sua segurança estrutural, atendendo os requisitos de estabilidade e resistência, enquanto otimiza o material, evitando o superdimensionamento. Para isso, alguns limites geométricos são recomendados por fabricantes, como a ArcelorMittal, [21].

Para aplicações em coberturas, passarelas ou terças de grande vão, os seguintes parâmetros são sugeridos:

- Diâmetro dos alvéolos: $a_0 = 1,0h \text{ a } 1,3h$
- Espaçamento entre os alvéolos: $S = 1,1a_0 \text{ a } 1,3a_0$
- Altura total da viga alveolar: $H = 1,4h \text{ a } 1,6h$

Já para pavimentos e estacionamentos, recomenda-se:

- Diâmetro dos alvéolos: $a_0 = 0,8 \text{ a } 1,1h$
- Espaçamento entre os alvéolos: $S = 1,2a_0 \text{ a } 1,7a_0$
- Altura total da viga alveolar: $H = 1,3h \text{ a } 1,4h$

Sendo h a altura inicial da viga sólida, como ilustrado na Figura 3.1

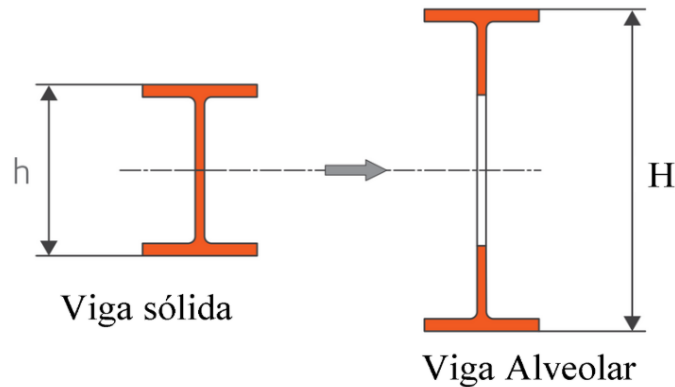


Figura 3.1: Configuração de uma viga alveolar, adaptado de [21].

Além dos limites geométricos, é necessário o cálculo das propriedades mecânicas, como a área da seção transversal e o momento de inércia. Para uma viga alveolar com aberturas circulares, as equações podem ser obtidas considerando a redução da área da alma com furos. Assim a área da seção transversal efetiva pode ser estimada pela equação 3.1.

$$A = 2 \cdot b_f \cdot t_f + h_w \cdot t_w + (4 - \pi)r^2 - a_0 \cdot t_w \quad (3.1)$$

Onde:

h_w : altura da alma, calculada pela equação 3.2;

r : raio de concordância.

$$h_w = H - 2 \cdot t_f \quad (3.2)$$

3.1.3 Classificação da seção transversal

São definidas quatro classes, descritas abaixo, de acordo com sua resistência e capacidade de rotação da seção, as quais são limitadas pela ocorrência de encurvadura local. A classificação da seção depende da esbeltez relativa da alma e dos banzos, e seus limites são estabelecidos por relações entre a largura b_f (ou altura da alma h_w) e a espessura t_w .

- **Classe 1:** há possibilidade de formação de rótula plástica, com capacidade de rotação necessária para uma análise plástica, sem redução da resistência.

- **Classe 2:** pode atingir o momento resistente plástico, no entanto a capacidade de rotação é limitada pela encurvadura local.
- **Classe 3:** apresenta tensão na fibra extrema comprimida calculada com base em uma distribuição elástica de tensões, podendo atingir o valor da tensão de cedência, porém a encurvadura local pode impedir que o momento resistente plástico seja atingido.
- **Classe 4:** ocorre a encurvadura local antes de se atingir a tensão de cedência numa ou mais partes da seção transversal.

A rótula plástica se forma quando o momento fletor atinge o momento plástico da seção transversal, permitindo uma rotação significativa sem acréscimo correspondente de momento fletor, levando o elemento ao colapso. Logo, as rótulas plásticas representam uma medida da ductilidade da estrutura, indicando que ela possui maior ou menor capacidade de deformação antes da falha.

Para classificar a alma e o banzo, são utilizados os seguintes parâmetros:

- Alma solicitada à compressão ou flexão:

$$\frac{h_w}{t_w} \leq \lambda_{lim} \quad (3.3)$$

- Banzo solicitado à compressão:

$$\frac{b}{t_f} \leq \lambda_{lim} \quad (3.4)$$

Sendo b a largura efetiva do banzo comprimido, podendo ser calculada pela equação 3.5.

$$b \cong \frac{b_f}{2} - t_w \quad (3.5)$$

Os valores de λ_{lim} são estabelecidas de acordo com o quadro 3.1.

Quadro 3.1: Limites máximos das relações largura-espessura para componentes comprimidos, adaptado de [1].

Classe da seção	Alma solicitada à compressão	Alma solicitada à flexão	Banzo
Classe 1	$\lambda_{lim} \leq 72\varepsilon$	$\lambda_{lim} \leq 33\varepsilon$	$\lambda_{lim} \leq 9\varepsilon$
Classe 2	$\lambda_{lim} \leq 83\varepsilon$	$\lambda_{lim} \leq 38\varepsilon$	$\lambda_{lim} \leq 10\varepsilon$
Classe 3	$\lambda_{lim} \leq 124\varepsilon$	$\lambda_{lim} \leq 42\varepsilon$	$\lambda_{lim} \leq 14\varepsilon$
Classe 4	> valores da Classe 3	> valores da Classe 3	> valores da Classe 3

Sendo:

ε : fator de correção dependente da resistência do aço, calculado pela expressão 3.6 e apresentado no quadro 3.2.

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad (3.6)$$

Quadro 3.2: Valores de ε de acordo com as respectivas tensões de cedência, adaptado de [1].

f_y [Mpa]	235	275	355	420	460
ε	1,00	0,92	0,81	0,75	0,71

3.1.4 Estados limites últimos

A verificação da capacidade resistente da seção transversal exige a análise dos principais esforços atuantes, incluindo esforço normal, esforço transversal, momento fletor e a interação entre eles. Para garantir a segurança estrutural é necessário avaliar individualmente a resistência da seção a esses esforços, além da solicitação simultânea de flexão com esforço transversal e/ou esforço normal, visto que a presença de um pode reduzir a capacidade resistente do outro.

3.1.4.1 Esforço normal

O valor de cálculo do esforço de tração N_{Ed} , deve satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{pl,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.7)$$

Onde:

$N_{pl,Rd}$: esforço normal plástico da seção, calculado através da equação 3.8.

$$N_{pl,Rd} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.8)$$

Sendo:

A: área total da seção.

f_y : tensão de cedência;

γ_{M0} : coeficiente parcial de segurança para a resistência de secções transversais de qualquer classe, sendo recomendado pelo Eurocódigo utilizar $\gamma_{M0} = 1,00$.

3.1.4.2 Esforço transverso

A resistência ao esforço transverso atuante V_{Ed} deve satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.9)$$

Em que $V_{pl,Rd}$ é o esforço transverso plástico resistente, obtido por:

$$V_{pl,Rd} = \frac{(A_V) f_y}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M0}} \quad (3.10)$$

Onde A_V é a área resistente ao esforço transverso, calculada pela equação 3.11.

$$A_V = A - 2 \cdot b_f \cdot t_f + (t_w + 2r) t_f > \eta h_w t_w \quad (3.11)$$

Sendo:

η : coeficiente para calcular a área de corte, considerado igual a 1,0, conforme recomendações da EN 1993-1-1, [1].

3.1.4.3 Momento fletor

O valor de cálculo do momento fletor atuante M_{Ed} deve satisfazer a seguinte condição:

$$\frac{M_{Ed}}{M_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (3.12)$$

Para o cálculo do momento fletor resistente das classes 1 e 2, tem-se:

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

Em que:

$M_{c,Rd}$: valor de cálculo do momento fletor resistente em relação a um eixo principal de uma secção transversal;

$M_{pl,Rd}$: valor de cálculo do momento fletor plástico;

W_{pl} : módulo de flexão plástico de uma seção transversal.

De acordo com recomendações da fabricante ArcelorMittal, [33], o módulo de flexão plástico de uma seção sem furos pode ser calculado pela equação 3.14.

$$W_{pl} = \frac{t_w \cdot H^2}{4} + (b_f - t_w)(H - t_f) \cdot t_f + \frac{4 - \pi}{2} r^2 (H - 2t_f) + \frac{3\pi - 10}{3} r^3 \quad (3.14)$$

Assim, o módulo plástico $W_{pl,2T}$, considerando a abertura pode ser calculado pela equação 3.15, [9].

$$W_{pl,2T} = W_{pl} - t_w \cdot \frac{a^2}{4} \quad (3.15)$$

O momento fletor plástico ocorre quando o material ultrapassa o limite de escoamento e há o início da plastificação parcial da seção transversal, o que conduz à perda de capacidade de retorno elástico e à eventual falha do elemento. Neste caso é possível ter a formação do fenômeno da rótula plástica.

Conforme explica Almeida, [34], caso o material não possua ductilidade suficiente para permitir a plastificação da seção inteira, a ruptura ocorrerá com uma carga inferior à carga de plastificação.

Para a classe 3, o valor de cálculo do momento fletor resistente é dado equação 3.16.

$$M_{c,Rd} = M_{el,Rd} = \frac{W_{el,min} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.16)$$

Em que:

$M_{el,Rd}$: valor de cálculo do momento fletor elástico;

$W_{el,min}$: módulo de flexão elástico mínimo de uma seção transversal.

Segundo Jacob, [8], o momento fletor elástico é caracterizado por seguir o regime elástico. Logo, a tensão aplicada é igual ou menor que a tensão de cedência. Ou seja, ao remover o carregamento aplicado à peça, ela possui capacidade de retornar ao seu estágio inicial, sem sofrer deformação residual ou permanente.

Já para a classe 4, utiliza-se a equação 3.17.

$$M_{c,Rd} = \frac{W_{eff,min} \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (3.17)$$

Em que:

$W_{eff,min}$: módulo de flexão mínimo de uma seção transversal efetiva, considerando a redução da resistência devido à encurvadura local.

3.1.4.4 Interação momento fletor - esforço cortante

A verificação da resistência da seção transversal deve considerar a ação simultânea entre a flexão e o esforço transversal, quando o valor do esforço transversal atuante, V_{Ed} , for superior

a 50% do valor do esforço transversal resistente plástico, $V_{Rd,pl}$, isto é: $\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} > 0,5$. Nesse caso, o momento fletor resistente deverá considerar uma tensão de cedência reduzida f_y' , como demonstra a equação 3.18.

$$f_y' = \left[1 - \left(\frac{2V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} - 1 \right)^2 \right] \cdot f_y \quad (3.18)$$

Calculando a resistência do momento fletor considerando a redução pelo esforço de corte:

$$M_{y,V,Rd} = \frac{\left[W_{pl,y} - \left(\frac{2V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} - 1 \right)^2 \cdot \frac{A_w^2}{4 \cdot t_w} \right]}{\gamma_{M0}} \cdot f_y' \quad (3.19)$$

Onde:

$M_{y,V,Rd}$: momento fletor resistente com esforço transversal;

$W_{pl,y}$: módulo de flexão plástico;

Segundo Eira, [35], o módulo de flexão plástico W_{pl} , na presença de esforço transversal, pode ser determinado através do somatório dos elementos estáticos, S , em relação a determinado eixo, dos subelementos de área que a constituem (Equação 3.20).

$$W_{pl} = \sum S_i = \sum A_i |y_{Gi}| \quad (3.20)$$

Em que:

S_i : momento estático da área do elemento i ;

A_i : área do elemento i ;

y_{Gi} : distância do centro de gravidade i do elemento ao eixo neutro plástico.

Assim, para seções I simétricas, o módulo de flexão plástico W_{pl} da seção 2T pode ser calculado através da equação 3.21.

$$W_{pl,2T} = 2 \cdot \left[A_f \cdot \left(\frac{h_w + t_f}{2} \right) + A_{wT} \cdot \left(R + \frac{h_{wT}}{2} \right) \right] \quad (3.21)$$

Sendo, A_f a área do banzo e A_{wT} a área da alma resistente considerando o furo, calculadas pela equação 3.22 e 3.23, nesta ordem.

$$A_f = t_f \cdot b_f \quad (3.22)$$

$$A_{wT} = t_w \cdot \left(\frac{h_w - a_0}{2} \right) \quad (3.23)$$

3.1.5 Efeitos de Instabilidade

3.1.5.1 Imperfeições geométricas

As imperfeições geométricas são características do processo de fabricação e podem influenciar diretamente na estabilidade da viga. A norma EN 1993-1-5, [32], recomenda que ao realizar a análise de modelos de elementos finitos, as imperfeições geométricas e estruturais sejam representadas por imperfeições equivalentes, aplicadas na direção que resulte na menor resistência. Para aplicar as imperfeições geométricas equivalentes é possível utilizar as orientações fornecidas na Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Imperfeições geométricas equivalentes, adaptado de [32].

Tipo de Imperfeição	Componente	Forma	Magnitude
Global	Comprimento l	Encurvadura	Ver quadro 3.3
Global	Reforço longitudinal com comprimento a	Encurvadura	mínimo $\frac{a}{400}, \frac{b}{400}$
Local	Painel ou subpainel com vão curto a ou b	Flambagem	mínimo $\frac{a}{200}, \frac{b}{200}$
Local	Reforço ou flange sujeito a torção	Torção	$\frac{1}{50}$

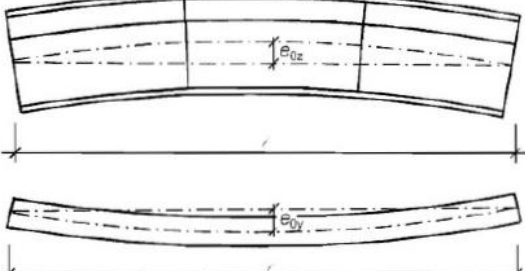
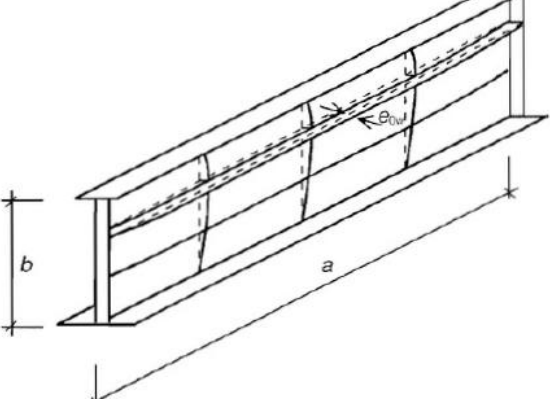
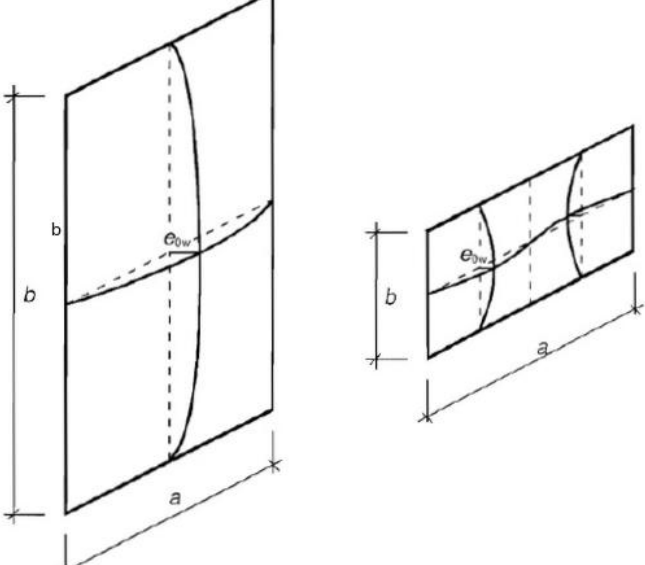
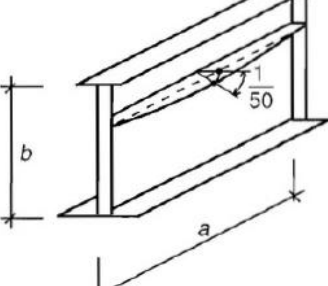
Tipo de Imperfeição	Componente
Componente com comprimento l (Imperfeição global)	
Reforço longitudinal com comprimento a (Imperfeição global)	
Painel local ou subpainel (Imperfeição local)	
Reforço ou flange sujeito a torção (Imperfeição local)	

Figura 3.2: Modelagem de imperfeições geométricas equivalentes, adaptado de [32].

Quadro 3.3: Valores de cálculo das amplitudes das imperfeições locais $\frac{e_0}{L}$, adaptado de [1].

<i>Curva de encurvadura</i>	<i>Análise elástica</i>	<i>Análise plástica</i>
	e_0 / L	e_0 / L
a ₀	1 / 350	1 / 300
a	1 / 300	1 / 250
b	1 / 250	1 / 200
c	1 / 200	1 / 150
d	1 / 150	1 / 100

Sendo a classificação da curva de encurvadura apresentada no capítulo 3.1.5.3.

3.1.5.2 Tensões residuais

Como as vigas alveolares apresentam razão entre altura e largura da seção (h/b) maior que 1,2, a magnitude das tensões residuais segue o modelo ECCS [12], demonstrado no capítulo 2.4. Portanto, admite-se:

- Tensões residuais na alma: $\sigma_{res} = 0$
- Tensões residuais nos banzos: $\sigma_{res} = 0,3 \cdot f_y$

3.1.5.3 Resistência à encurvadura lateral torcional

Para calcular a resistência à encurvadura lateral torcional de uma viga sólida, deve-se utilizar a equação 3.24.

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot W_y \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (3.24)$$

Onde:

$M_{b,Rd}$: valor de cálculo do momento fletor resistente à encurvadura.

χ_{LT} : coeficiente de redução para a resistência à encurvadura lateral, calculado pela equação 3.25.

W_y : módulo de flexão, considerado do seguinte modo:

$W_y = W_{pl,y}$ para Classe 1 ou 2;

$W_y = W_{el,y}$ para Classe 3;

$W_y = W_{eff,y}$ para Classe 4;

γ_{M1} : coeficiente parcial de segurança para a resistência dos elementos em relação a fenômenos de encurvadura, sendo recomendado pelo Eurocódigo utilizar $\gamma_{M1} = 1,00$.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}}, \quad \chi_{LT} \leq 1,0 \quad (3.25)$$

Em que:

$$\phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (3.26)$$

Sendo:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y \cdot f_y}{M_{cr}}} \quad (3.27)$$

Onde:

$\bar{\lambda}_{LT}$: Esbeltez reduzida para encurvadura lateral torcional

α_{LT} : Factor de imperfeição, que deve ser consultado no Quadro 3.4, com base na curva de encurvadura recomendada pelo Quadro 3.5.

M_{cr} : Momento crítico elástico para a encurvadura lateral.

Quadro 3.4: Valores recomendados dos fatores de imperfeição α_{LT} , [1].

<i>Curva de encurvadura</i>	a	b	c	d
<i>Factor de imperfeição α_{LT}</i>	0,21	0,34	0,49	0,76

Quadro 3.5: Curvas de encurvadura lateral para secções transversais, [1].

<i>Secção transversal</i>	<i>Limites</i>	<i>Curva de encurvadura</i>
<i>Secções em I laminadas</i>	$h/b \leq 2$	a
	$h/b > 2$	b
<i>Secções em I soldadas</i>	$h/b \leq 2$	c
	$h/b > 2$	d
<i>Outras secções transversais</i>	-	d

Com a curva de encurvadura definida é possível estabelecer a imperfeição geométrica equivalente, vista no capítulo 3.1.5.1, de acordo com o Quadro 3.5.

3.1.6 Métodos de cálculo simplificados para vigas alveolares

Devido aos alvéolos presentes na alma, há modificações no comportamento estrutural da viga, quando comparada às de alma cheia. Assim, o dimensionamento das vigas alveolares deve levar em consideração fenômenos adicionais, como:

- Redistribuição de tensões entre os banzos e montantes da alma;
- Mecanismo de Vierendeel;
- Interação entre esforços normais, cortantes e momentos fletores;
- Possível plastificação dos montantes da alma.

Para isso, são utilizados modelos de cálculo simplificados, destacando-se o método 2T e a análise do mecanismo de Vierendeel.

3.1.6.1 Método 2T

Esse método é estruturado a partir da consideração de que a maior parte do esforço é transmitida pelos banzos e que a alma da viga tem contribuição secundária. Dessa forma, a viga alveolar pode ser representada como um sistema de dois tirantes, aproximando o comportamento da estrutura a um modelo de barra de dois segmentos rígidos ligados por um

nó central. Neste modelo, os banzos resistem aos esforços de tração e compressão, enquanto a alma tem uma contribuição parcial ao esforço de corte.

Segundo Costa, [8], utilizando a metodologia 2T é possível verificar o momento resistente à FLT (instabilidade lateral torcional), momento resistente plástico da secção transversal e o momento crítico das vigas alveolares. As propriedades são calculadas no centro do furo, sendo necessário a análise dos momentos de inércia segundo os eixos Y e Z, a constante de empenamento $I_{w,2T}$ e a constante torcional $I_{t,2T}$.

Para isso, é necessário o cálculo de algumas propriedades geométricas da secção T, ilustrada na figura 3.2. Primeiramente, para calcular a área A_T , utiliza-se a equação 3.28, em que A representam a área total da secção transversal e A_{2T} é a área do 2T.

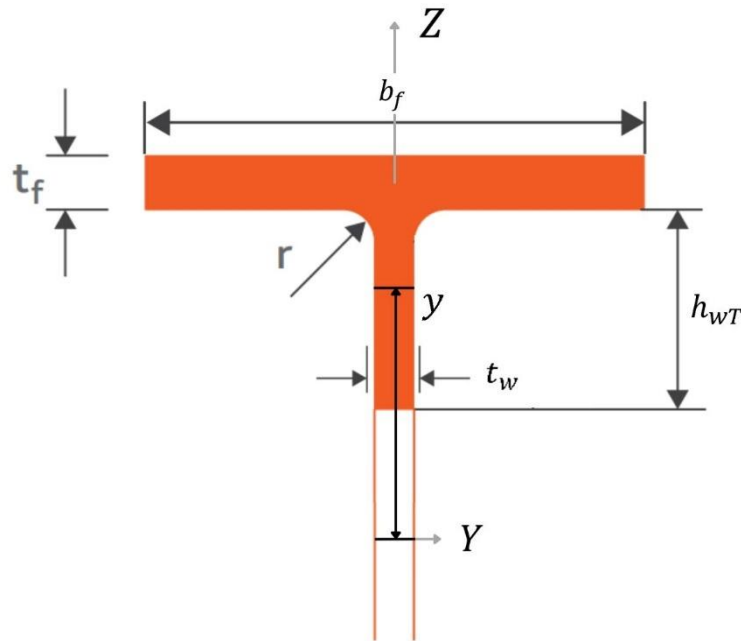


Figura 3.3: Seção transversal T, adaptado de [21].

$$A_T = A_f + A_{wT} \quad (3.28)$$

$$A_{2T} = 2A_T \quad (3.29)$$

Já a posição do centroide y , pode ser determinado pela equação 3.30.

$$y = \frac{A_f \cdot \left(\frac{h_w + t_f}{2}\right) + A_{w,T} \cdot \left(R + \frac{h_{wT}}{2}\right)}{A_f + A_{w,T}} \quad (3.30)$$

Conforme estudos de Costa, [9], é possível calcular os momentos de inércia da seção T em relação aos eixos Y e Z, obtidos pela soma das contribuições individuais do banzo e da alma.

O momento de inércia total no eixo Y é obtido pela soma de dois perfis T:

$$I_{y,2T} = 2 \cdot I_{y,1T} \quad (3.31)$$

Onde:

$I_{y,1T}$: Momento de inércia de um dos T em relação ao eixo Y, calculado pela equação 3.31.

$$I_{y,1T} = \left(\frac{b_f \cdot t_f^3}{12} + (t_f \cdot b_f) \left(\frac{a}{2} + h_{wt} + \frac{t_f}{2} \right)^2 \right) + \left(\frac{t_w \cdot h_{wt}^3}{12} + (t_w \cdot h_{wt}) \left(\frac{a}{2} + \frac{h_{wt}}{2} \right)^2 \right) \quad (3.32)$$

O momento de inércia total no eixo Z é expresso por:

$$I_{z,2T} = 2 \cdot I_{z,1T} \quad (3.33)$$

Sendo:

$I_{z,1T}$: Momento de inércia de um dos T em relação ao eixo Z, calculado pela equação 3.34.

$$I_{z,1T} = \frac{t_f \cdot b_f^3}{12} + \frac{h_{wt} \cdot t_w^3}{12} \quad (3.34)$$

Assim, é possível encontrar a constante de empenamento $I_{w,2T}$ pela equação 3.35.

$$I_{w,2T} = \frac{I_{z,2T} \cdot (H - t_f)^2}{4} \quad (3.35)$$

Já a constante torcional total $I_{t,2T}$ pode ser obtida pela equação 3.36.

$$I_{t,2T} = \frac{2}{3} b \cdot t_f^3 + \frac{1}{3} (H - 2t_f - a) \cdot t_w^3 \quad (3.36)$$

3.1.6.2 Mecanismo de Vierendeel

O colapso por mecanismo de Vierendeel ocorre quando a viga submetida a esforços de momentos fletores elevados atinge um comportamento plástico no montante da alma, ao transmitir as cargas entre os banzos superior e inferior. Isso esgota a capacidade resistente da viga, conduzindo-a ao colapso estrutural.

De acordo com a proposta de norma do Eurocódigo 3 – Parte 1-13 (CEN/TC 250/SC 3, 2017), [29], que trata especificamente de vigas alveolares, o colapso por Vierendeel pode ocorrer tanto na seção 2T, onde o esforço de corte é predominante, quanto na seção inclinada, que pode falhar antes devido a combinações de momento fletor e esforço axial. A equação de verificação de resistência da seção inclinada é definida na equação 3.37 e aplica-se apenas a vigas de aço fabricadas a partir de seções laminadas a quente, com aberturas circulares de diâmetro igual.

Para verificar a segurança das seções, a resistência global da viga à flexão e ao cisalhamento deve ser analisada no centro da abertura (seção a-a), enquanto os efeitos de Vierendeel são analisados em um plano inclinado (seção b-b), como apresentado na Figura 3.4. Sendo o ângulo crítico ϕ correspondente à seção inclinada, devendo ser analisado em incrementos de 5°.

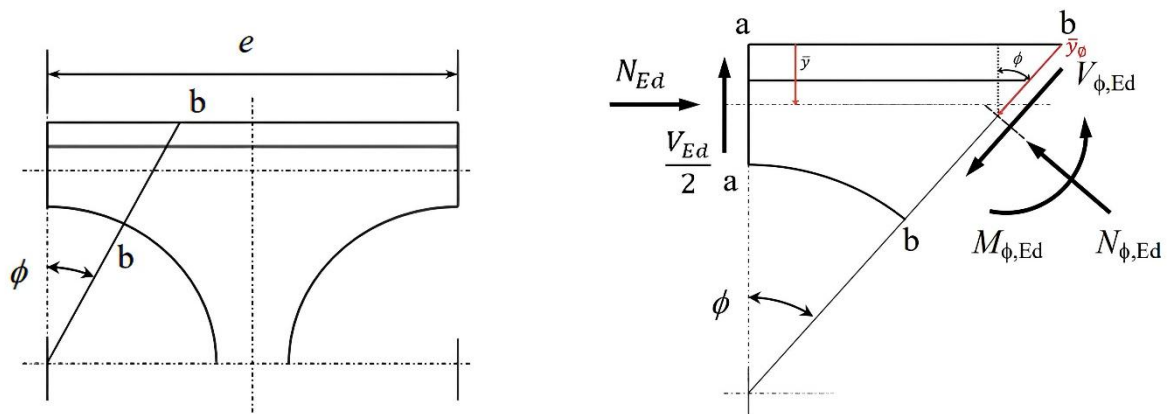


Figura 3.4: Forças e momentos internos na seção crítica em torno de uma abertura ϕ , [29].

$$\frac{N_{\phi,Ed}}{N_{\phi,Rd}} + \frac{M_{\phi,Ed}}{M_{\phi,Rd}} \leq 1 \quad (3.37)$$

Sendo:

$N_{\phi,Ed}$: força axial perpendicular à seção b-b;

$N_{\phi,Rd}$: resistência à força axial da seção b-b;

$M_{\phi,Ed}$: momento fletor na seção b-b;

$M_{\phi,Rd}$: momento resistente da seção b-b;

Para determinar as forças e os momentos internos na seção b-b, deve ser considerado o equilíbrio de forças entre a seção a-a e b-b. Assim, Panedpojaman et. al., [28], propuseram equações simplificadas para estimar os esforços internos nas regiões próximas às aberturas. O estudo demonstrou que a distribuição dos esforços provocadas pelas aberturas não ocorrem de maneira simétrica. O lado esquerdo, denominado LMS (*Low Moment Side*), está sujeito a menores momentos fletores resultando em tensões e deformações reduzidas. Já o lado direito, denominado HMS (*High Moment Side*), é submetido a momentos fletores mais elevados, tornando-se mais suscetível a formação de rótulas plásticas.

Dessa forma, os autores apresentaram equações distintas para cada lado da abertura: as equações 3.38 a 3.40 referem-se à região de menor momento fletor (LMS), enquanto as equações 3.41 a 3.43 são aplicáveis à região de maior momento fletor (HMS). Para casos em que as aberturas não se encontram sob a ação direta de cargas concentradas ou apoios, consideram-se na linha central da abertura (seção a-a) forças de cisalhamento e forças normais equivalentes a $V_{Ed}/2$ e N_{Ed} , nesta ordem.

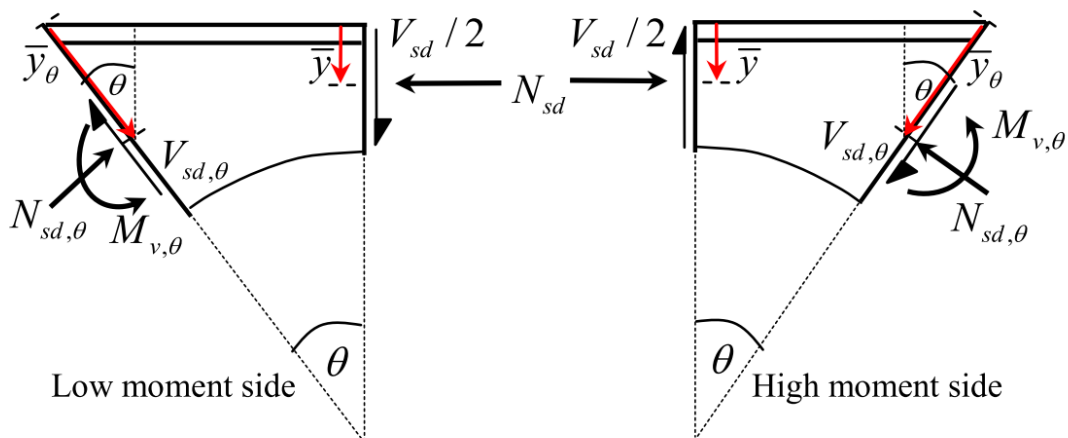


Figura 3.5: Três ações coexistentes devido ao momento fletor global e à força cortante, [28].

- Região de menor momento fletor (LMS):

$$V_{\phi,Ed} = \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \cos \phi - (N_{Ed}) \sin \phi \quad (3.38)$$

$$N_{Ed,\phi} = (N_{Ed}) \cos \phi + \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \sin \phi \quad (3.39)$$

$$M_{\phi,Ed} = \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \left(\frac{H}{2} - \bar{y}_{\phi} \cos \phi\right) \tan \phi - (N_{Ed})(\bar{y}_{\phi} \cos \phi - \bar{y}) \quad (3.40)$$

- Região de maior momento fletor (HMS):

$$V_{\phi,Ed} = \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \cos \phi + (N_{Ed}) \sin \phi \quad (3.41)$$

$$N_{Ed,\phi} = (N_{Ed}) \cos \phi - \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \sin \phi \quad (3.42)$$

$$M_{\phi,Ed} = \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \left(\frac{H}{2} - \bar{y}_{\phi} \cos \phi\right) \tan \phi + (N_{Ed})(\bar{y}_{\phi} \cos \phi - \bar{y}) \quad (3.43)$$

Onde o esforço axial é definido por:

$$N_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{d'} \quad (3.44)$$

Sendo:

\bar{y} : distância da borda superior ao centroide y da seção a-a, conforme equação 3.45;

\bar{y}_{ϕ} : distância da borda superior ao centroide da seção b-b, podendo ser calculado pela equação 3.45, alterando as dimensões para a seção inclinada;

d' : distância entre os centroides do T superior e inferior, ao longo da seção a-a, calculado pela equação 3.46.

$$\bar{y} = t_f + \frac{h_w}{2} - y \quad (3.45)$$

$$d' = H - 2\bar{y} \quad (3.46)$$

Assim, as dimensões na seção inclinada ϕ (figura 3.5) podem ser expressas pelas equações 3.47 e 3.49.

$$t_{f\phi} = \frac{t_f}{\cos \phi} \quad (3.47)$$

$$h_{wT\phi} = \frac{(h_{wT} + R)}{\cos \phi} - R \quad (3.48)$$

Sendo R o raio do furo calculado através da equação 3.46.

$$R = \frac{a_0}{2} \quad (3.49)$$

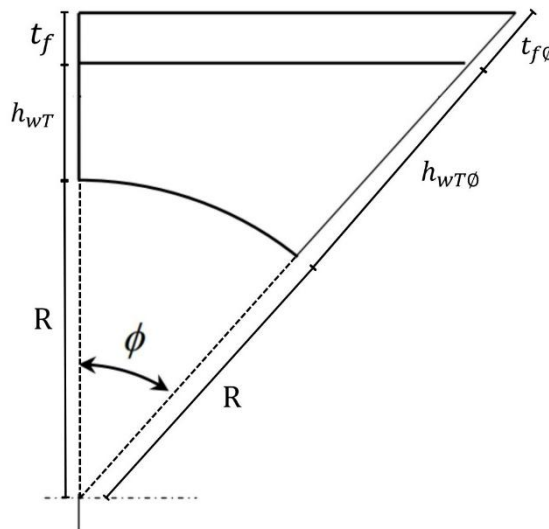


Figura 3.6: Dimensões da seção T

Conforme recomendado por Panedpojaman et. al., [28], para simplificar os cálculos, a seção crítica b-b é considerada a 25° da linha central vertical, sendo este o ângulo mais crítico para o colapso na seção inclinada b-b por mecanismo de Vierendeel, como apresentado no capítulo 2.9.

Além disso, a SCI – P355, [36], recomenda que, para o cálculo da resistência à flexão do mecanismo de Vierendeel, deve-se considerar a espessura da alma reduzida $t_{w,eff}$ (Equação 3.50) quando o valor do esforço transversal atuante, V_{Ed} , for superior a 50% do valor do esforço

transverso resistente plástico, $V_{pl,Rd}$. Visto que este efeito, sob elevados esforços cortantes, afeta a resistência à flexão do mecanismo de Vierendeel e, conseqüentemente, influencia na distribuição do esforço de corte.

$$t_{w,eff} = t_w \left(1 - \left(\frac{2 V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} - 1 \right)^2 \right), \quad \text{para } \frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} > 0,5 \quad (3.50)$$

3.2 Verificação de segurança de vigas sólidas e alveolares em temperaturas elevadas

Em situações de incêndio, as propriedades mecânicas do aço são afetadas pelo aumento da temperatura, resultando na diminuição da sua resistência e rigidez. Essa degradação pode comprometer a integridade estrutural dos elementos de aço, tornando essencial a consideração desses efeitos no projeto estrutural.

O Eurocódigo 3, Parte 1-2, [37], fornece diretrizes específicas para avaliar o desempenho de estruturas de aço sob altas temperaturas. Deve ser utilizada em conjunto com a EN 1993-1-1, [1], que define requisitos específicos para o cálculo estrutural em situação de incêndio. Dessa forma, as equações apresentadas neste capítulo seguem os critérios estabelecidos pela EN 1993-1-2, [37].

3.2.1 Propriedades dos materiais a altas temperaturas

Para considerar as propriedades mecânicas do aço em situação de incêndio, a tensão de cedência e o módulo de elasticidade sofrem uma redução progressiva com o aumento da temperatura, apresentadas no Quadro 3.6. Essas reduções são expressas por meio de fatores adimensionais que permite ajustar os valores originais, determinados a 20°C, para valores efetivos em temperaturas elevadas. A variação desses fatores em função da temperatura pode ser observada na Figura 3.6.

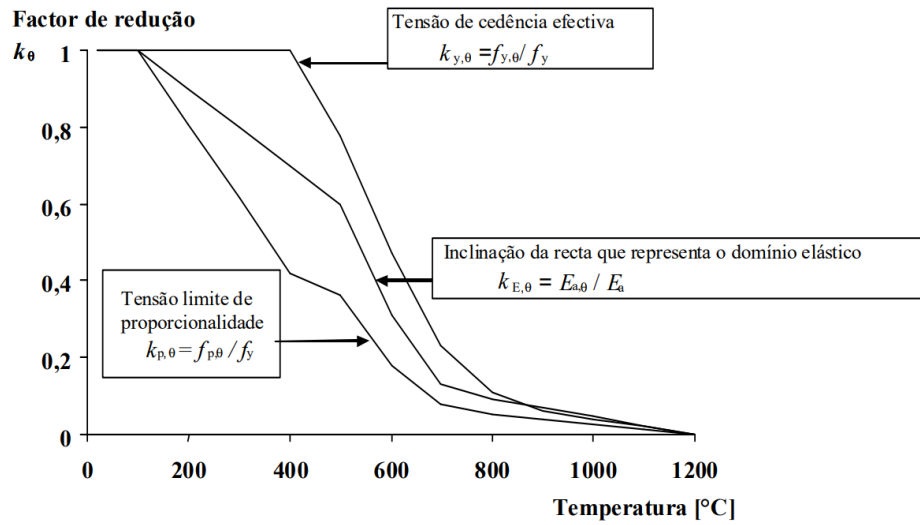


Figura 3.7: Fatores de redução para a relação tensão-deformação do aço carbono a temperaturas elevadas, [37].

Conforme apresentado na Figura 3.6, a tensão de cedência é ajustada pelo fator $k_{y,\theta}$, enquanto o módulo de elasticidade considera o fator $k_{E,\theta}$, determinados pelas equações 3.51 e 3.52, nesta ordem.

$$k_{y,\theta} = f_{y,\theta} / f_y \quad (3.51)$$

$$k_{E,\theta} = E_{a,\theta} / E_a \quad (3.52)$$

Em que:

$f_{y,\theta}$: tensão de cedência efetiva a uma temperatura θ ;

f_y : tensão de cedência do aço a 20°C;

$E_{a,\theta}$: módulo de elasticidade efetivo a uma temperatura θ ;

E_a : módulo de elasticidade a 20°C.

Além desses parâmetros, a norma também considera um limite de proporcionalidade à temperatura elevada, representado por $f_{p,\theta}$. Este valor marca o fim do comportamento elástico linear do aço, sendo o ponto até o qual o material ainda obedece à Lei de Hooke, ou seja, a tensão é proporcional à deformação. Para deformações $\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$, o material comporta-se de forma elástica linear, conforme equação 3.53.

$$\sigma = E_{a,\theta} \cdot \varepsilon \quad (3.53)$$

Para $\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$, a curva tensão-deformação assume um comportamento não linear, com um encruamento progressivo até atingir a tensão de cedência efetiva $f_{p,\theta}$. Sendo definido por um fator de redução específico, $k_{p,\theta}$, seguindo a equação 3.54.

$$k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y \quad (3.54)$$

Para $\varepsilon_{y,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{t,\theta}$, o material apresenta um patamar de cedência, com a tensão aproximadamente constante, representando o escoamento plástico. Após $\varepsilon_{t,\theta}$, a tensão pode diminuir até atingir a deformação última $\varepsilon_{u,\theta}$, representando o amolecimento e ruptura do aço. Assim, a curva tensão-deformação é ilustrada na Figura 3.7.

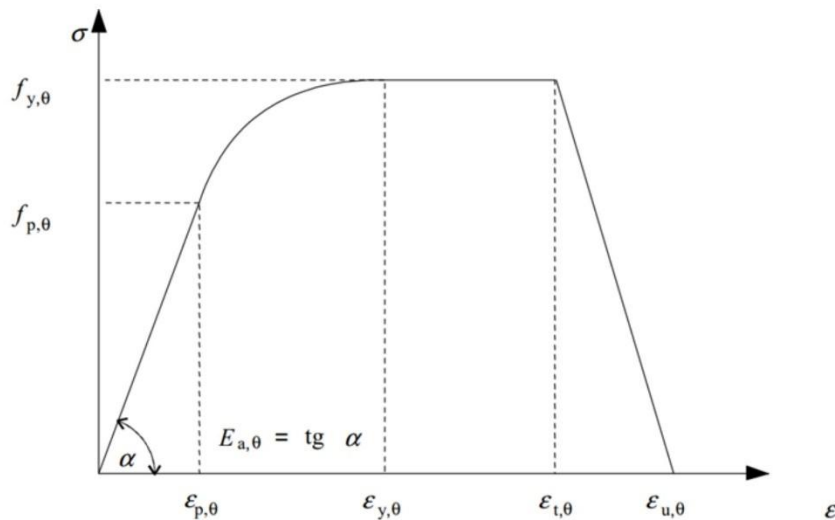


Figura 3.8: Curva tensão-deformação do aço a temperaturas elevadas, adaptado de [37].

Sendo:

$\varepsilon_{p,\theta}$: deformação do limite de proporcionalidade, definida pela equação 3.55;

$\varepsilon_{y,\theta}$: deformação de cedência, com valor recomendado de 0,02;

$\varepsilon_{t,\theta}$: deformação limite para o patamar de cedência, com valor de 0,15;

$\varepsilon_{u,\theta}$: deformação última, com valor de 0,20.

$$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta}/E_{a,\theta} \quad (3.55)$$

Quadro 3.6: Fatores de redução do aço carbono a temperaturas elevadas, adaptado de [37].

Temperatura do aço, θ [°C]	$k_{y,\theta}$	$k_{p,\theta}$	$k_{E,\theta}$
20	1,0000	1,0000	1,0000
100	1,0000	1,0000	1,0000
200	1,0000	0,8070	0,9000
300	1,0000	0,6130	0,8000
400	1,0000	0,4200	0,7000
500	0,7800	0,3600	0,6000
600	0,4700	0,1800	0,3100
700	0,2300	0,0750	0,1300
800	0,1100	0,0500	0,0900
900	0,0600	0,0375	0,0675
1000	0,0400	0,0250	0,0450
1100	0,0200	0,0125	0,0225
1200	0,0000	0,0000	0,0000

NOTA: Para os valores intermédios da temperatura do aço, pode ser feita uma interpolação linear.

3.2.2 Classificação das seções transversais a altas temperaturas

A classificação segue os mesmos critérios adotados à temperatura ambiente, com um ajuste no parâmetro ε para considerar as influências decorrentes do aumento da temperatura, conforme equação 3.56.

$$\varepsilon = 0,85 \left(\frac{235}{f_y} \right)^{0,5} \quad (3.56)$$

3.2.3 Capacidade resistente da seção transversal a altas temperaturas

A determinação da capacidade resistente de uma seção transversal em situação de incêndio incorpora os fatores de redução para a resistência ao esforço normal, esforço transversal, momento fletor e à encurvadura. Neste capítulo são apresentadas as normativas para seções de Classe 1, 2 e 3 com uma temperatura uniforme θ_a .

3.2.3.1 Esforço normal

Para um elemento tracionado, a resistência de cálculo ao esforço normal é determinada pela equação 3.57.

$$N_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} \cdot N_{Rd} \left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right) \quad (3.57)$$

Onde:

N_{Rd} : valor de cálculo da resistência da seção transversal $N_{pl,Rd}$ à temperatura normal;

$\gamma_{M,fi}$: coeficiente parcial de segurança em situação de incêndio, sendo recomendado a utilização de $\gamma_{M,fi} = 1,0$.

3.2.3.2 Esforço transversal

O valor de cálculo da resistência ao esforço transversal é calculado através da equação 3.58.

$$V_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta,web} \cdot V_{Rd} \left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right) \quad (3.58)$$

Em que:

V_{Rd} : valor de cálculo da resistência ao corte da seção transversal à temperatura normal;

θ_{web} : temperatura média na alma da seção;

$k_{y,\theta,web}$: fator de redução da tensão de cedência do aço à temperatura θ_{web} .

3.2.3.3 Momento fletor

A capacidade resistente ao momento fletor de uma seção é determinada pela equação 3.59.

$$M_{fi,\theta,Rd} = k_{y,\theta} \cdot M_{Rd} \left(\frac{\gamma_{M,0}}{\gamma_{M,fi}} \right) \quad (3.59)$$

Em que:

M_{Rd} : representa o valor de cálculo do momento plástico resistente $M_{pl,Rd}$ à temperatura normal para seções de Classe 1 ou 2, ou o valor do momento resistente elástico $M_{el,Rd}$ à temperatura normal para seções de Classe 3.

Capítulo 4

4 Análise numérica das vigas à temperatura ambiente e temperatura elevada

4.1.1 Validação do modelo numérico

A validação numérica consiste em um processo essencial para garantir a confiabilidade e precisão dos resultados obtidos por meio de ferramentas de simulação. Neste trabalho, a validação foi realizada utilizando o software ANSYS, verificando as condições de contorno modeladas e comparando os resultados gerados pelo modelo computacional com o experimental de Sonck e Belis., [38], garantindo a precisão e confiabilidade do modelo.

As vigas de validação CS2_L3 e CS2_L4, cujas dimensões estão apresentadas na Tabela 1, foram modeladas como sendo biapoiadas, submetidas a duas cargas pontuais separadas por uma distância L_f , conforme a figura 4.1. Adotou-se o módulo de elasticidade igual a 205GPa e o coeficiente de Poisson no valor de 0,3.

Tabela 4.1: Materiais e detalhes geométricos das vigas, adaptado de [23], [38].

Modelo	H [mm]	b [mm]	t_w [mm]	t_f [mm]	a [mm]	S [mm]	n	L [mm]	L_f [mm]
CS2_L3	220	83,1	5,5	7,3	142,8	67,2	15	3150	210
CS2_L4	220	83,1	5,5	7,3	142,8	67,2	19	3990	1890

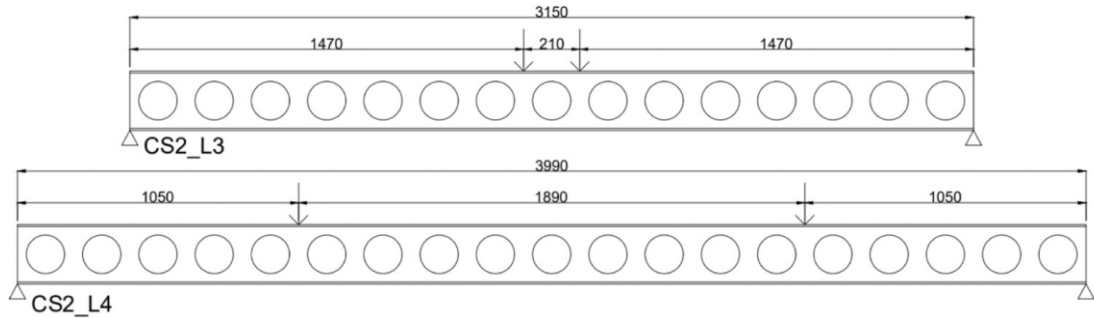


Figura 4.1: Localização das cargas e apoios das vigas de validação (dimensões em mm), [23], [38].

O material foi modelado utilizando uma relação tensão-deformação bilinear, com a tensão de cedência (Figura 4.2) definida conforme a norma Eurocódigo 3 Parte 1-5, [32]. A Tabela 4.2 apresenta os valores das tensões de cedência adotada, sendo $f_{y,tf}$, $f_{y,bf}$ e $f_{y,w}$ as tensões que correspondem, nesta ordem, aos banzos superior, inferior e à alma.

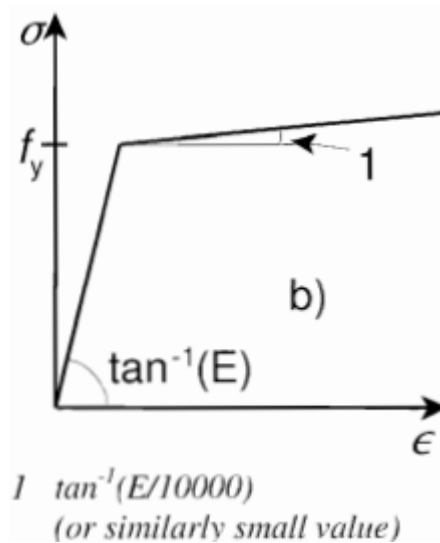


Figura 4.2: Tensão-deformação bilinear, adaptado de [32].

Tabela 4.2: Tensões de cedência, [23], [38].

Modelo	$f_{y,tf}$ [Mpa]	$f_{y,bf}$ [Mpa]	$f_{y,w}$ [Mpa]
CS2_L3	342	341	329
CS2_L4	348	351	339

4.1.1.1 Elemento de casca e malha numérica

Para representar as vigas alveolares e os seus efeitos globais e locais utilizou-se o elemento de casca (*shell elements*), representando de forma precisa a influência das aberturas das almas e a concentrações de tensões. Foram utilizados elementos finitos de casca quadrilaterais (*SHELL181*) para discretizar a viga.

O estudo de Silva e Mesquita, [23], analisou a influência da malha sobre os resultados numéricos, considerando valores variando de 55mm a 5mm, como mostra figura 4.3. Os resultados demonstram apenas 1% de diferença entre a malha de elementos de 10mm com a malha mais refinada de 5mm. Assim, optou-se em utilizar elementos de 10mm na malha adotada neste trabalho, conforme ilustrado na figura 4.4, garantindo um equilíbrio entre precisão e eficiência computacional.

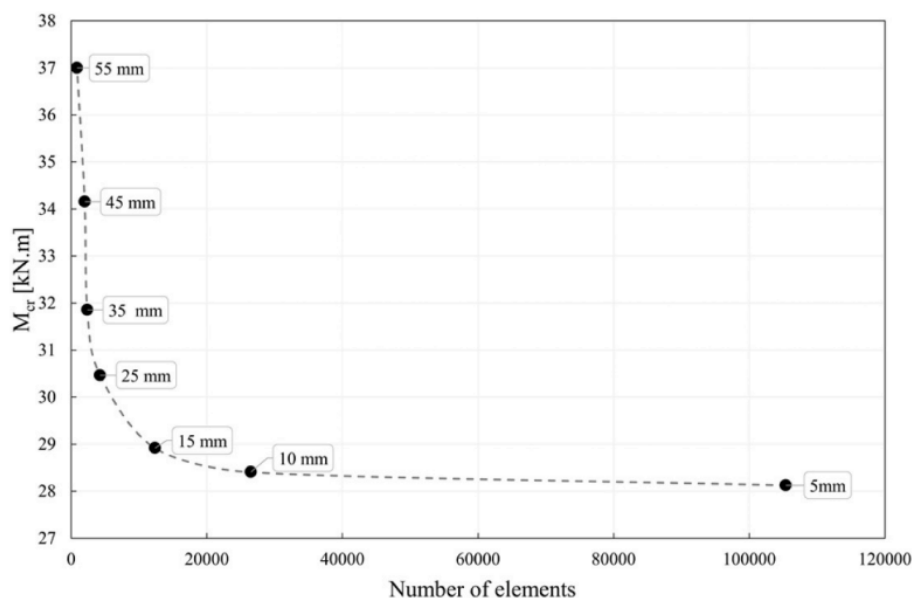


Figura 4.3: Análise de sensibilidade da malha, [23].

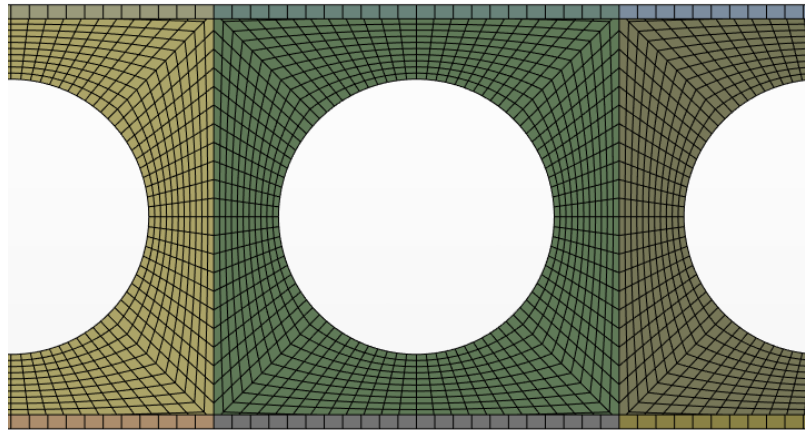


Figura 4.4: Malha utilizada

4.1.1.2 Condições de contorno e carregamento

As condições de contorno adotadas na modelagem numérica seguem o esquema clássico de encurvadura lateral torcional (FLT). Assim, as vigas foram modeladas como biapoiadas com apoios do tipo garfo (fork supports). Como ilustrado na figura 4.5, o deslocamento vertical (U_y) foi restringido nos banzos inferiores em ambas as extremidades; o deslocamento lateral (U_x) foi restringido na alma da viga em ambas as extremidades; e o deslocamento longitudinal (U_z) foi restringido apenas em um dos vértices de uma das extremidades.

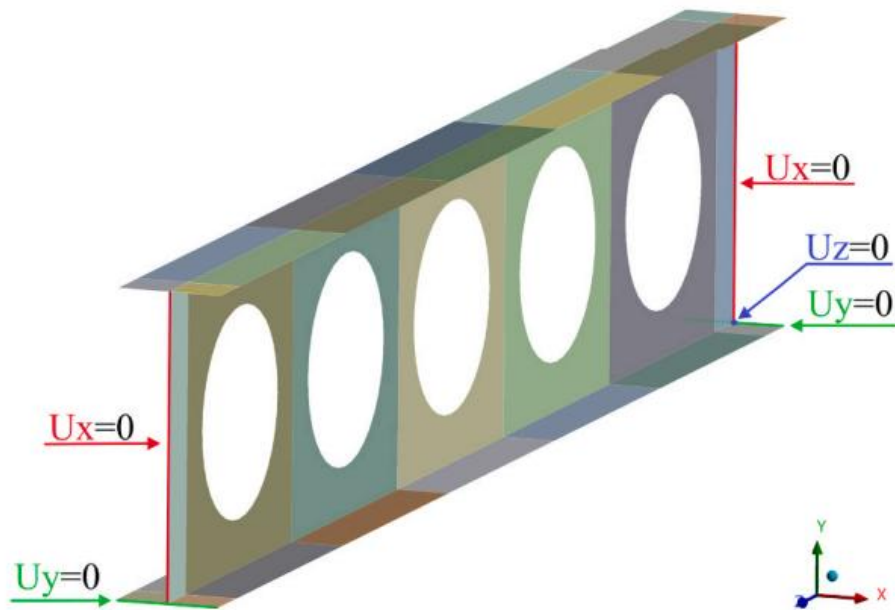


Figura 4.5: Condições de contorno, [23].

O carregamento foi aplicado em duas etapas principais. Na primeira etapa, realizou-se uma análise linear com pequenos deslocamentos, aplicando uma força unitária para determinar a rigidez inicial da estrutura. A partir desses resultados, foi conduzida uma análise de instabilidade por autovalores (*Eigenvalue Buckling Analysis*), com o objetivo de identificar os modos críticos de flambagem da viga.

Na segunda etapa, procedeu-se à análise não linear com grandes deslocamentos, considerando as não linearidades geométrica e de material. A geometria do modelo foi baseada nos deslocamentos do 1º modo de instabilidade elástica, e a carga foi aplicada de forma progressiva, conforme definido pela Equação 4.1, utilizando o tempo como parâmetro de controle da aplicação de carga. A simulação foi configurada para um tempo total de 100 s, com incrementos automáticos entre 0,002 s (mínimo) e 5 s (máximo), conforme a complexidade da resposta estrutural.

O colapso da viga foi identificado como o instante correspondente ao último passo convergente antes da perda de estabilidade ou falha numérica do modelo. O critério de convergência adotado no ANSYS foi baseado no resíduo de força (*force convergence*), assegurando o equilíbrio entre forças internas e externas em cada incremento de carga.

$$F = 500t \quad (4.1)$$

Onde, F representa a força a ser aplicada e t o tempo em segundos.

4.1.1.3 Imperfeições geométricas e tensões residuais

Para garantir um comportamento próximo ao do real de vigas alveolares foi considerada a imperfeição geométrica do primeiro modo de encurvadura lateral torcional, sendo esta, uma imperfeição lateral de meia onda senoidal com uma amplitude definida na equação 4.2, [38].

$$e_0 = \frac{L}{1000} \quad (4.2)$$

Além das imperfeições geométricas, o modelo numérico incorporou tensões residuais iniciais, seguindo as recomendações da ECCS [12], conforme demonstrado no capítulo 3.1.3.2. Para isso, foi utilizado o comando ANSYS Parametric Design Language (APDL): INISTATE, que permite a introdução das tensões antes da aplicação do carregamento.

4.1.1.4 Comparação dos resultados numéricos

A figura 4.6 ilustra a encurvadura lateral torcional (FLT), analisada a meio vão, das vigas alveolares. Os resultados da validação numérica são apresentados na Tabela 4.3, comparando as cargas críticas elásticas e não lineares obtidas neste trabalho com os valores experimentais e numéricos obtidos por Sonck e Belis., [38], utilizando o software ABAQUS.

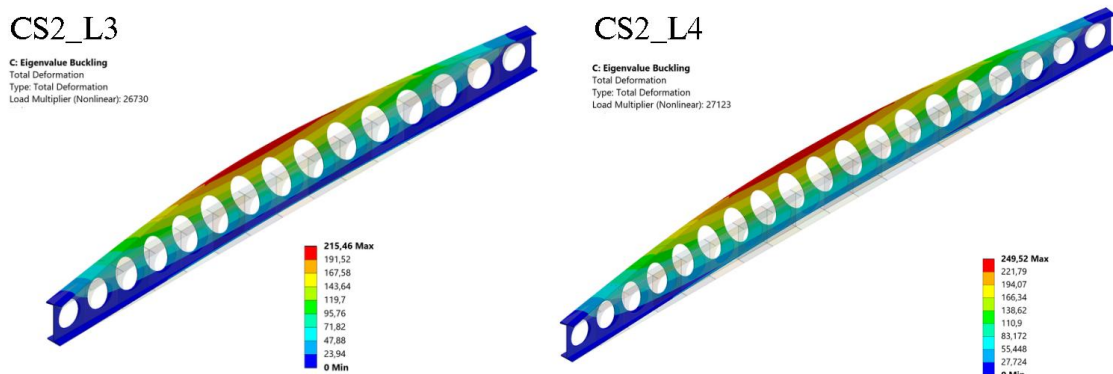


Figura 4.6: Configuração deformada por FLT da validação do modelo numérico.

Tabela 4.3: Validação dos resultados numéricos

Modelo	F_{cr} , [38] [kN]	F_{exp} , [38] [kN]	F_{abq} , [38] [kN]	$F_{cr,EL}$ [kN]	F_{NL} [kN]	$F_{cr,EL}/$ F_{cr} , [38]	F_{abq} , [38]/ F_{exp} , [38]	$F_{NL}/$ F_{exp} , [38]
CS2_L3	27,8	22,34	23,84	26,73	24,60	0,96	1,07	1,10
CS2_L4	25,9	23,62	23,95	27,12	26,67	1,05	1,01	1,13

A carga crítica elástica ($F_{cr,EL}$) apresentou boa concordância com os valores numéricos obtidos por Sonck e Belis, [38], com uma diferença de 4% no modelo CS2_L3 e 5% no CS2_L4.

A relação F_{abq} , [38]/ F_{exp} , [38], revelou um excelente ajuste e uma ótima representatividade do modelo numérico utilizado pelos autores quando comparado com os valores experimentais. Diferenças de apenas 7% para o modelo CS2_L3 e 1% para o CS2_L4. De maneira semelhante, os valores obtidos neste trabalho na análise não linear (F_{NL}) também superestimaram a resistência das vigas em comparação aos valores obtidos experimentalmente por Sonck e Belis, F_{exp} , [38], exibindo diferenças ligeiramente superiores às análises numéricas de referência (cerca de 10% para o modelo CS2_L3 e 13% para o CS2_L4).

Dado que o modelo numérico das vigas considerou uma abordagem simplificada para as tensões residuais e a aplicação de imperfeições geométricas globais, os resultados obtidos demonstram coerência e podem ser considerados satisfatórios. Dessa forma, a validação do modelo numérico é confirmada.

Para determinar as forças críticas por meio do software ANSYS realizou-se primeiramente uma análise linear de autovalor e autovetor de instabilidade (*Eigenvalue Buckling Analysis*), utilizando a equação 4.3.

$$F_{cr,EL} = \lambda_1 \cdot F_{aplicada} \quad (4.3)$$

Onde:

λ_1 : primeiro autovalor obtido na análise elástica;

$F_{aplicada}$: valor da carga inicial imposta no modelo numérica. Sendo utilizado na simulação uma força unitária ($F_{aplicada} = 1kN$).

Já na análise plástica foram geradas curvas de força F (kN) *versus* o deslocamento vertical w (mm) no ponto de aplicação das cargas, mostradas na figura 4.7. A carga foi aplicada de forma incremental utilizando a equação 4.1. Nesta figura, é possível comparar os resultados numéricos obtidos neste trabalho com os resultados experimentais de Sonck e Belis., [38], bem como com os resultados numéricos dos próprios autores. As curvas estão representadas da seguinte forma: ‘exp’ indica os resultados experimentais de Sonck e Belis, [38], ‘numeric 1’ os resultados numéricos dos mesmos autores e ‘numeric 2’ refere-se aos resultados numéricos obtidos neste trabalho.

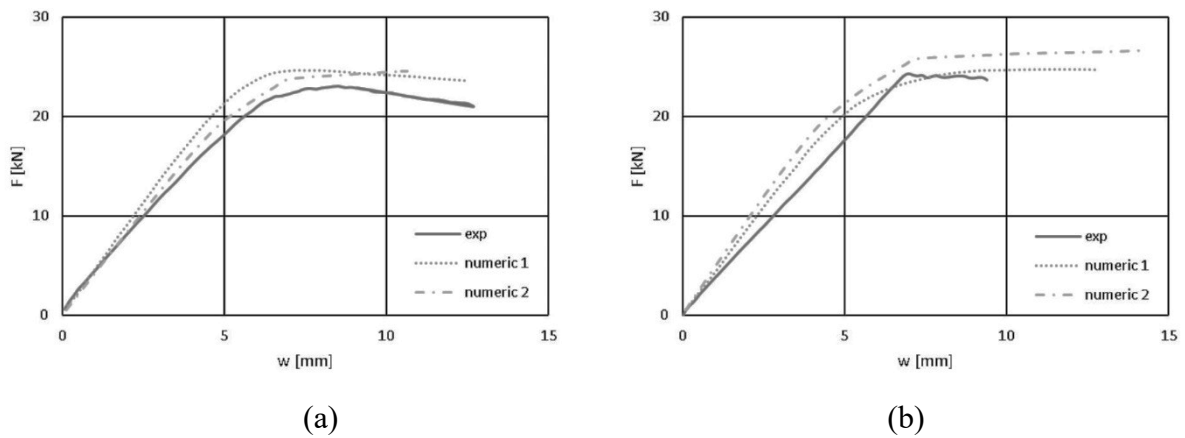


Figura 4.7: Força (kN) x Deslocamentos w (mm): (a) Modelo CS2_L3; (b) Modelo CS2_L4

Com isso, foi possível rastrear o comportamento da viga até o limite da sua capacidade de resistência, obtendo então o valor de F_{NL} , através do ponto de máxima resistência antes do colapso da viga alveolar. Para a análise de deslocamentos, foi considerado o deslocamento no centro da viga.

4.2 Análise da interação entre flexão e esforço transversal

A análise da interação entre o momento fletor e o esforço transversal em vigas alveolares é fundamental para avaliar a capacidade resistente da seção transversal, especialmente considerando a presença dos furos.

Inicialmente, a análise seguiu os critérios estabelecidos pela norma EN 1993-1-1, [1], utilizando as expressões descritas no capítulo 3.1.4.4, adaptando-as para a seção alveolar 2T. No entanto, a normativa fornece os critérios para análise de vigas de seção sólida. Neste contexto, para uma análise detalhada, foi elaborado uma nova curva de resistência de interação momento fletor – esforço cortante (M-V), considerando o mecanismo de Vierendeel, conforme a proposta da EC3 1-13, [29], aplicada a vigas com aberturas na alma. A formulação baseou-se nos conceitos descritos no capítulo 3.1.6.2, adotando equilíbrio de forças entre a seção 2T e a seção crítica inclinada. A partir das transformações algébricas realizadas, obteve-se a equação geral de interação entre o esforço de flexão e o esforço transversal, expresso pela equação 4.11.

$$\frac{N_{\phi,Ed}}{N_{\phi,Rd}} + \frac{M_{\phi,Ed}}{M_{\phi,Rd}} \leq 1 \quad (4.4)$$

Substituindo os esforços atuantes da seção inclinada (força axial $N_{\phi,Ed}$ e momento fletor $M_{\phi,Ed}$) e reescrevendo-os em função das ações globais aplicadas à viga, ou seja, o esforço axial da seção 2T N_{Ed} e esforço cortante 2T V_{Ed}), obtém-se:

$$\frac{(N_{Ed}) \cos \phi - \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \sin \phi}{N_{\phi,Rd}} + \frac{\left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \left(\frac{H}{2} - \bar{y}_{\phi} \cos \phi\right) \tan \phi + (N_{Ed})(\bar{y}_{\phi} \cos \phi - \bar{y})}{M_{\phi,Rd}} = 1 \quad (4.5)$$

Considerando que o esforço axial pode ser relacionado ao momento atuante pela expressão $N_{Ed} = M_{Ed}/d'$, a equação é reescrita como:

$$\frac{\left(\frac{M_{Ed}}{d'}\right) \cos \phi - \left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \sin \phi}{N_{\phi,Rd}} + \frac{\left(\frac{V_{Ed}}{2}\right) \left(\frac{H}{2} - \bar{y}_{\phi} \cos \phi\right) \tan \phi + \left(\frac{M_{Ed}}{d'}\right) (\bar{y}_{\phi} \cos \phi - \bar{y})}{M_{\phi,Rd}} = 1 \quad (4.6)$$

Em seguida, foram adotados os coeficientes A, B, C e D, expressos pelas equações 4.7 a 4.10, nesta ordem.

$$A = \frac{\cos \phi}{d'} \quad (4.7)$$

$$B = \frac{\sin \phi}{2} \quad (4.8)$$

$$C = \frac{\bar{y}_{\phi} \cos \phi - \bar{y}}{d'} \quad (4.9)$$

$$D = \left(\frac{H}{2} - \bar{y}_{\phi} \cos \phi \right) \cdot \frac{\tan \phi}{2} \quad (4.10)$$

Assim, substituindo os coeficientes na equação 4.6 e isolando o momento fletor atuante temos:

$$M_{Ed} = \frac{1 + V_{Ed} \left(\frac{B}{N_{\phi,Rd}} - \frac{D}{M_{\phi,Rd}} \right)}{\frac{A}{N_{\phi,Rd}} + \frac{C}{M_{\phi,Rd}}} \quad (4.11)$$

Essa equação permite determinar o momento fletor resistente da seção inclinada em função do esforço cortante atuante da seção 2T e das propriedades geométricas e resistentes da seção inclinada.

Sendo importante destacar que, mesmo quando não há contribuição do esforço cortante $\left(\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd,2T}} = 0 \right)$, o momento resistente M_{Ed} não se iguala necessariamente a 1, valor normalizado correspondente ao momento plástico da seção 2T, em razão da redistribuição das forças internas modeladas pelo mecanismo de Vierendeel, conforme apresentado na equação 4.12.

$$M_{Ed} = \frac{1}{\frac{A}{N_{\phi,Rd}} + \frac{C}{M_{\phi,Rd}}} \quad (4.12)$$

Por outro lado, quando o momento resistente atuante se aproxima de zero $\left(\frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd,2T}} = 0 \right)$, o esforço cortante normalizado correspondente não atinge o valor máximo unitário, como mostra a equação 4.13. Isso se deve ao fato de que, apesar da elevada influência do esforço cortante, a seção ainda resiste a um momento fletor. Tal tendência confirma o que é observado na literatura, conforme ilustrado na Figura 2.30 do Capítulo 2.9, onde a interação entre esforço cortante e momento fletor não resulta em um esgotamento completo da capacidade ao momento mesmo quando o esforço de corte é elevado.

$$V_{Ed} = \frac{-1}{\left(\frac{B}{N_{\phi,Rd}} - \frac{D}{M_{\phi,Rd}}\right)} \quad (4.13)$$

Para a construção das curvas de resistência, a força cortante solicitante V_{Ed} foi considerada como uma fração do valor plástico resistente ao cisalhamento da seção reta 2T. Essa abordagem, expressa pela equação 4.14, permite a avaliação da capacidade resistente da seção sob diferentes níveis de esforço cortante solicitante, variando linearmente entre zero e a resistência máxima da seção.

$$V_{Ed} = [0; 0,1; 1] \cdot V_{pl,Rd,2T} \quad (4.14)$$

Além disso, a influência do diâmetro dos furos foi investigada por meio da relação adimensional entre o diâmetro do furo e a altura da viga, conforme apresentado na equação 4.15.

$$\frac{a_0}{H} = (0,2; 0,4; 0,6; 0,8) \quad (4.15)$$

Foi adotada uma viga alveolar com altura total $H = 320mm$, sendo avaliados diâmetros de 64mm, 128mm, 192mm e 256mm. Essa variação do parâmetro $\frac{a_0}{H}$ permite investigar a influência da proporção de abertura sobre a interação entre momento fletor e esforço cortante.

A modelagem teórica foi desenvolvida no ambiente MATLAB, onde as curvas de interação entre momento fletor e esforço cortante foram calculadas e comparadas com as curvas de interação linear e quadrática. O código computacional permite a geração das curvas para as diferentes configurações de furos e temperaturas, considerando as propriedades do material e as modificações geométricas da seção. Esta abordagem proporciona uma análise sistemática e paramétrica, facilitando a visualização e compreensão da influência dos diferentes parâmetros na resistência global da viga.

Já a análise numérica da interação flexão-esforço transversal foi conduzida no software ANSYS, empregando as mesmas variações de diâmetro de furo adotadas no modelo teórico. Para otimizar o tempo de processamento computacional, o modelo representou um único furo, com comprimento L igual ao espaçamento \underline{S} entre os furos.

A análise considerou a viga alveolar, derivada de um perfil IPE 220, com altura inicial de 220 mm e com as dimensões geométricas apresentadas na tabela 4.4.

Tabela 4.4: Dimensões geométricas (mm)

Largura do Banzo, b_f	Espessura do banzo, t_f	Espessura da alma, t_w	Espaçamento, S
110	9,2	5,9	286

Para garantir a comparabilidade entre os resultados obtidos por meio da implementação teórica no MATLAB e os resultados numéricos do ANSYS, adotou-se o raio de concordância r como nulo, assegurando maior compatibilidade entre os modelos.

O comportamento do material foi modelado segundo o critério de Von Mises, utilizando um modelo bilinear de tensão–deformação, conforme recomendado pelo Eurocódigo 3 – Parte 1-5, [32]. Esse modelo considera um regime elástico-linear seguido de um ramo plástico com encruamento isotrópico, representado por um módulo tangente reduzido. O módulo tangente plástico (E_t) foi assumido conforme a equação 4.16.

$$E_t = E / 10\,000 \quad (4.16)$$

Os parâmetros do material adotados foram:

- Módulo de elasticidade: $E = 210\text{GPa}$;
- Tensão de escoamento: $f_y = 355\text{MPa}$;
- Coeficiente de Poisson: $\nu = 0,3$.

A malha e as tensões residuais da etapa de validação numérica foram mantidas para assegurar a consistência na análise. Já as condições de contorno foram aplicadas em duas etapas. Inicialmente, na análise linear com carregamento unitário, foram utilizadas as seguintes condições de contorno: o deslocamento $U_x = 0$ foi imposto em todas as extremidades da alma, garantindo que não houvesse deslocamento horizontal; o deslocamento vertical $U_y = 0$ foi restrito nos dois vértices das extremidades, nos pontos de encontro da alma com o banzo; e o deslocamento $U_z = 0$ foi aplicado no vértice da extremidade esquerda. Já a força unitária foi aplicada na direção y no banzo superior, conforme a Figura 4.8, com intuito de simular imperfeições locais na geometria da viga. Assim, conforme recomendado pela EN 1993-1-5, [32], a amplitude adotada foi de $e_{ow} = h_w/200$, de acordo com o capítulo 3.1.5.1.

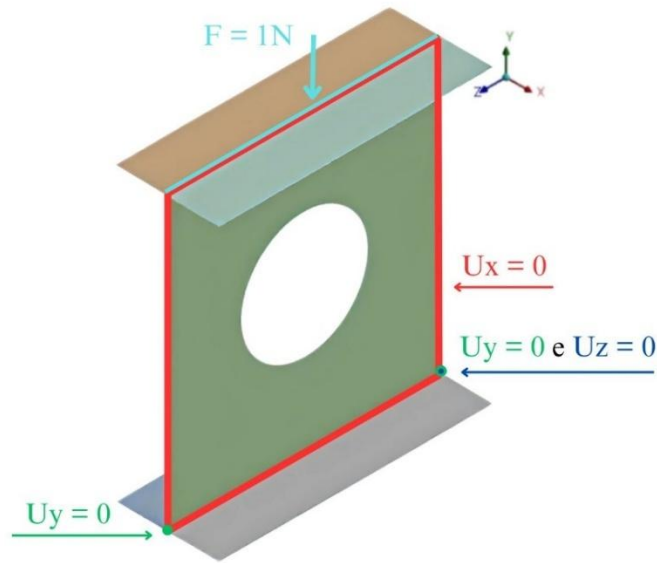


Figura 4.8: Condição de contorno inicial

Na segunda etapa, foi realizada uma análise não linear com grandes deslocamentos. As condições de contorno foram aplicadas conforme descritas por Tsavdaridis e D’Mello, [39], sendo adaptadas para melhor representação do modelo, com aplicação do momento fletor. As condições de contorno aplicadas são exibidas na tabela 4.5 e na Figura 4.9. A geometria foi atualizada para a nova forma deformada, baseada nas imperfeições geométricas da etapa anterior. O esforço de corte foi aplicado, na direção de Y no lado direito da alma, de maneira linear até atingir seu valor máximo em $t = 10s$. Após esse tempo, momento fletor foi então introduzido em toda a extremidade direita, conforme a formulação 4.17, até atingir o colapso da seção.

$$M = 2000(t - 10) \quad (4.17)$$

Tabela 4.5: Condições de Contorno, adaptado de [39].

Localização		U_x	U_y	U_z	Rot_x	Rot_y	Rot_z
Lado esquerdo	Banzo	Fixo	Livre	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo
	Alma	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo	Fixo
Lado direito	Banzo	Fixo	Livre	Livre	Livre	Livre	Fixo
	Alma	Fixo	Carga	Livre	Livre	Livre	Livre

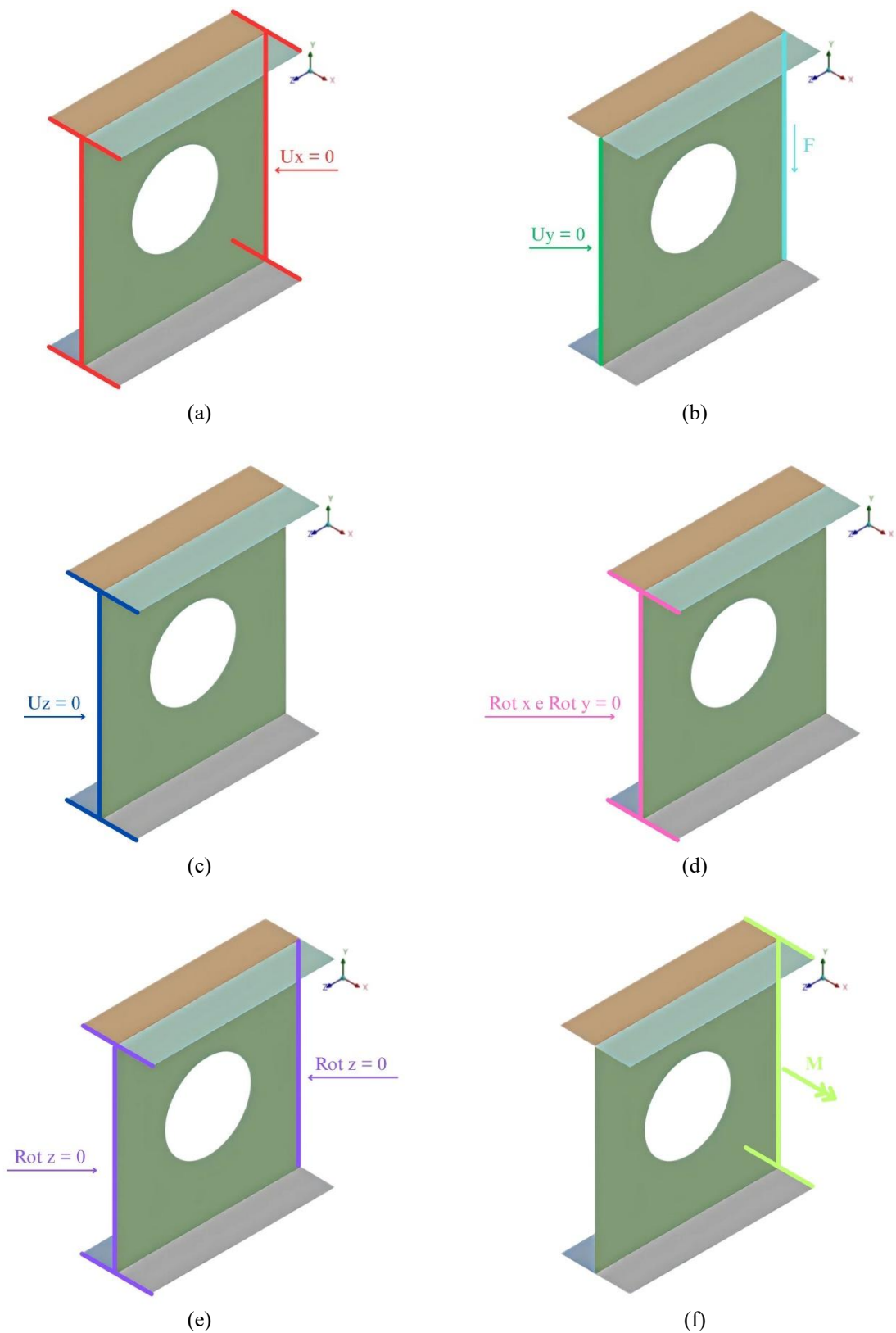


Figura 4.9: Condições de contorno da segunda etapa; (a) $U_x = 0$; (b) $U_y = 0$ e aplicação da força F ; (c) $U_z = 0$; (d) Rot_x e $Rot_y = 0$; (e) $Rot_z = 0$; (f) aplicação do momento fletor.

As análises foram realizadas tanto em temperatura ambiente quanto sob temperaturas elevadas, de 500°C, 600°C e 700°C, a fim de avaliar o comportamento da viga alveolar em situação de incêndio. As figuras correspondentes à tensão de von Mises no instante $t = 10s$ da aplicação do esforço cortante e às configurações finais no colapso para diferentes aberturas e temperaturas encontram-se nos Apêndices A e B, nesta ordem. Adicionalmente, são apresentadas as imagens representativas das configurações estruturais intermediárias para os casos de $V = 0,2; 0,4; 0,6$ e $0,8 \cdot V_{pl,ANSYS}$.

De acordo com os resultados numéricos foi elaborada a Tabela 4.5, que apresenta o valor teórico do esforço de corte plástico, V_{pl} , calculado de acordo com o capítulo 3.1.4.2. e recomendações do Eurocódigo EN 1993-1-1, [32]. Nela também estão representados os valores obtidos numericamente, $V_{pl,ANSYS}$, bem como a razão entre os valores numérico e teórico, evidenciando as variações na capacidade resistente em função da abertura dos alvéolos.

Tabela 4.5: Comparação do esforço cortante plástico teórico e numérico para diferentes aberturas

a_0 [mm]	V_{pl} [kN]	$V_{pl,ANSYS}$ [kN]	$V_{pl,ANSYS}/V_{pl}$
Sólida	375,84	364,37	0,97
64	298,45	315,53	1,06
128	221,05	220,55	1,00
192	143,66	115,36	0,80
256	66,27	30,95	0,47

Com base nos resultados, observa-se que para a geometria com alma sólida ou com pequenas aberturas ($a_0 = 64\text{mm}$ e 128mm), o comportamento estrutural está em conformidade com o previsto pela norma EN 1993-1-1, [1], sendo o colapso governado predominantemente pelo esforço cortante na seção crítica 2T. No entanto, à medida que o diâmetro do furo aumenta, verifica-se uma transição no modo de ruptura, que deixa de ser regido por cisalhamento e passa a ocorrer por mecanismo de Vierendeel. Esse fenômeno é ilustrado Figura 4.10, na qual se observa que a linha de colapso se desenvolve com uma certa inclinação, evidenciando a atuação de momentos fletores nas regiões adjacentes às aberturas.

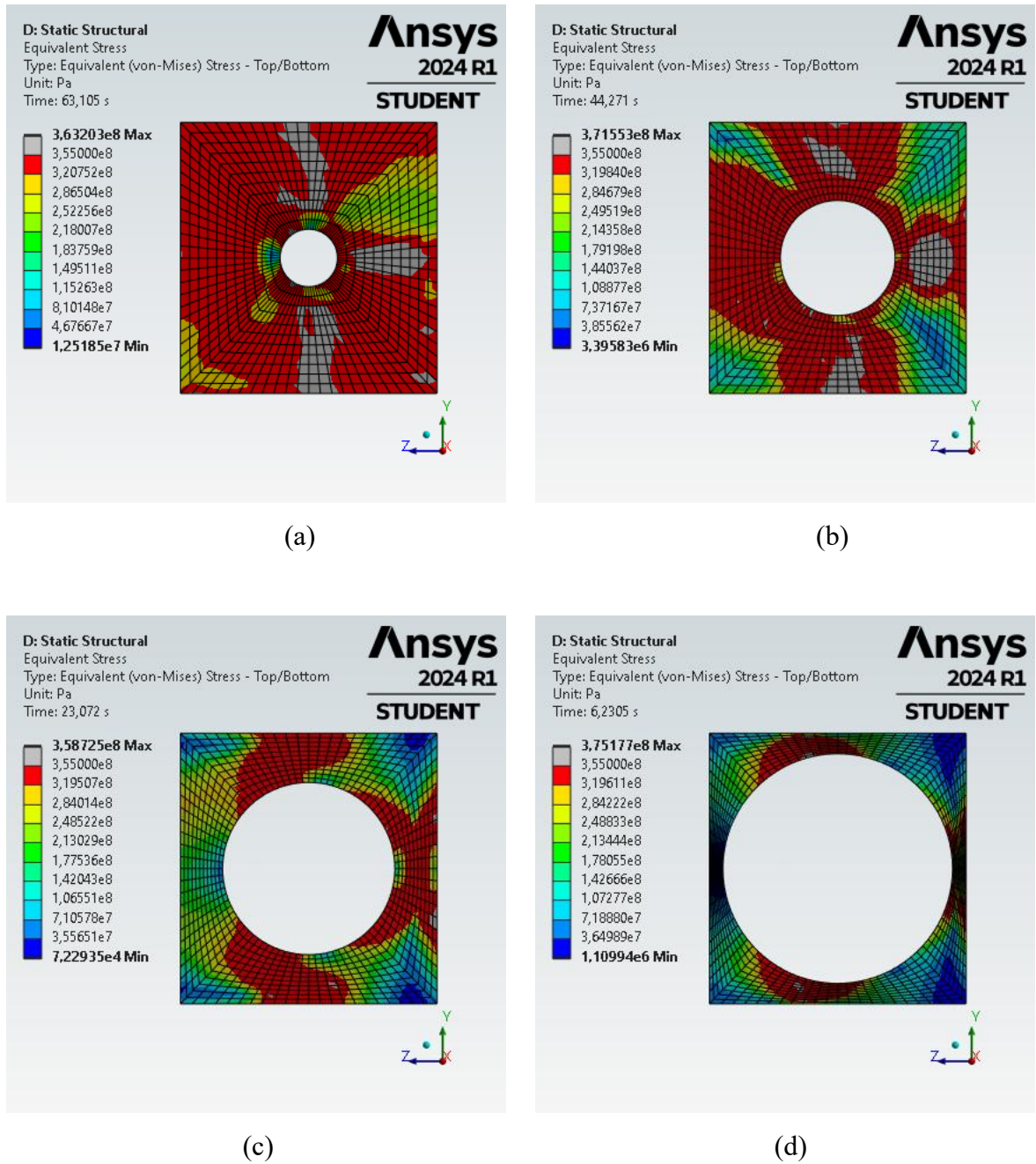


Figura 4.10: Tensão de Von Mises; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$.

Dessa forma, os resultados obtidos reforçam a importância de se considerar o efeito de Vierendeel no dimensionamento de vigas alveolares, uma vez que o aumento das aberturas compromete significativamente a resistência ao corte e favorece a formação de rótulas plásticas nas aberturas.

Ao analisar os resultados em temperaturas elevadas (Tabela 4.6), verifica-se que a capacidade resistente da viga ao corte diminui com o aumento da temperatura, mesmo considerando os fatores de redução de resistência apresentados no capítulo 3.2. Ainda assim, o modo de colapso estrutural permanece o mesmo, quando comparado com as vigas em temperatura ambiente. A tensão de von Mises das vigas com aplicação do esforço cortante é evidenciada nas ilustrações no Apêndice C.

Tabela 4.6: Esforço cortante plástico sob diferentes temperaturas

a_0	$V_{pl,ANSYS} / V_{pl}$			
	20°C	500°C	600°C	700°C
Sólida	0,97	0,90	0,89	0,86
64	1,06	0,93	0,91	0,87
128	1,00	0,86	0,83	0,80
192	0,80	0,78	0,76	0,74
256	0,47	0,42	0,41	0,40

Para o estudo do comportamento da viga sob esforço cortante e momento fletor, os resultados foram sintetizados em tabelas e gráficos, apresentados nos Apêndices D e E, abrangendo todas as variações de diâmetro dos alvéolos e temperaturas analisadas. Com o objetivo de fornecer uma ferramenta útil para o dimensionamento seguro de vigas alveolares, os gráficos foram construídos com eixos adimensionais, permitindo verificar a resistência da viga frente às solicitações aplicadas. Para isso, as variáveis de momento fletor e esforço cortante, \bar{M} e \bar{V} , foram normalizadas em relação às respectivas resistências plásticas da seção crítica 2T, considerando tanto a temperatura ambiente, quanto temperaturas elevadas (θ), conforme equações 4.18 e 4.19.

$$\bar{M} = \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd,2T}} \text{ ou } \bar{M} = \frac{M_{Ed}}{M_{fi,\theta,Rd,2T}} \quad (4.18)$$

$$\bar{V} = \frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd,2T}} \text{ ou } \bar{V} = \frac{V_{Ed}}{V_{fi,\theta,Rd,2T}} \quad (4.19)$$

Como o momento fletor aplicado do modelo numérico incide do lado direito da viga, a determinação do momento atuante no furo, $M_{Ed,furo}$, a partir dos resultados obtidos no ANSYS,

$M_{Ed,ANSYS}$, foi realizada por meio da equação 4.20. Isso permitiu a comparação direta com a curva teórica 2T, conforme apresentado no capítulo 3.1.4.4.

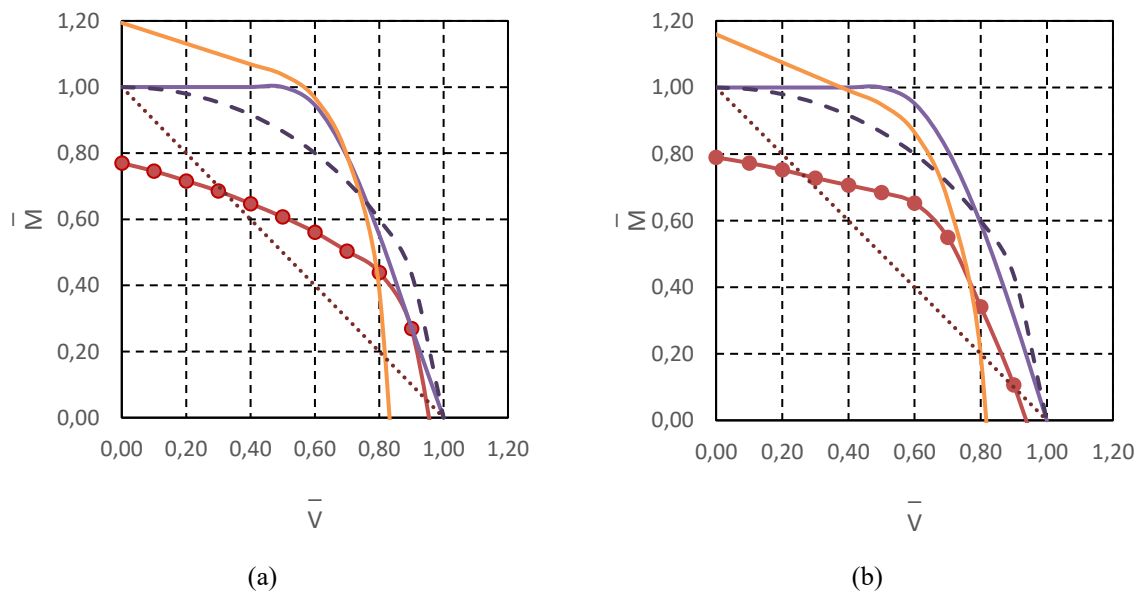
$$M_{Ed,furo} = M_{Ed,ANSYS} - V \cdot \frac{S}{2} \quad (4.20)$$

Em que V representa o valor aplicado do esforço cortante e S o espaçamento da viga.

A Figura 4.11 apresenta as curvas de interação momento fletor – esforço cortante, em temperatura ambiente, obtidas numericamente por meio do ANSYS, comparadas com os modelos teóricos da seção 2T, Vierendeel, bem como com as aproximações linear e quadrática, representadas pelas equações 4.21 e 4.22.

$$\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} + \frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} = 1 \quad (4.21)$$

$$\left(\frac{V_{Ed}}{V_{pl,Rd}} \right)^2 + \left(\frac{M_{Ed}}{M_{pl,Rd}} \right)^2 = 1 \quad (4.22)$$



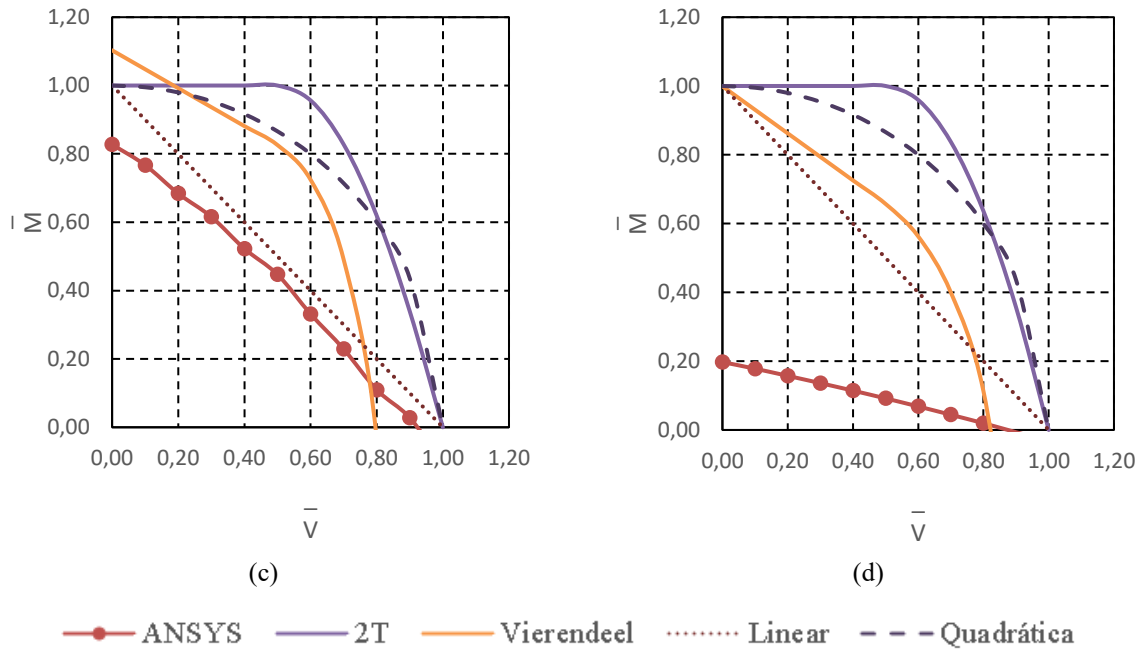


Figura 4.11: Curvas momento fletor – esforço cortante; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$.

A análise dos resultados mostra que, na ausência de esforço cortante ($V = 0$), o modelo de Vierendeel fornece uma resistente à flexão igual ou superior à obtida pelo modelo 2T. Por outro lado, sob carregamento puramente cortante ($M = 0$), a capacidade resistente estimada pelo modelo de Vierendeel é inferior à do 2T, limitando-se a aproximadamente 80% da resistência do esforço cortante plástico ($V_{Ed} = 0,8V_{pl,Rd,2T}$).

A análise numérica no ANSYS reforça as tendências observadas, indicando que a estrutura não atinge a resistência plástica prevista, colapsando antes que $V_{Ed}/V_{pl,Rd,2T} = 1$. No entanto, percebe-se que quanto maior o furo, mais pronunciada é a queda de capacidade ao longo de toda a curva M-V. Nas geometrias de menor diâmetro ($a_0 = 64\text{mm}$ e 128mm), além da discrepância em relação ao modelo 2T ser especialmente notável em regimes de $V_{Ed}/V_{pl,Rd,2T}$ inferiores a 0,6, a curva mantém-se semelhante à obtida para a seção 2T e do modelo quadrático, sugerindo que o comportamento estrutural ainda é governado, em grande parte, pela resistência da alma. Já para $a_0 = 192\text{mm}$ e 256mm , a redução de resistência se mantém significativa em toda a faixa de carregamento, refletindo o predomínio do mecanismo de Vierendeel sobre o comportamento plástico da seção 2T. Nesses casos, as curvas obtidas no ANSYS deixam de exibir um formato parabólico e passam a assumir um perfil mais linear. O modelo de Vierendeel passa a fornecer estimativas mais condizentes com os resultados

numéricos, ainda que tenda a superestimar a capacidade resistente. Entre os modelos avaliados, aquele baseado em uma formulação linear apresenta a melhor concordância com a curva obtida numericamente, acompanhando com maior precisão o comportamento da viga ao longo de toda a faixa de interação momento-corte.

A comparação entre os diferentes modelos evidencia que, para aberturas reduzidas, o modelo quadrático e o modelo da seção 2T, conforme proposto pela norma EN 1993-1-1, [1], fornecem aproximações razoáveis da resistência da seção transversal. No entanto, à medida que a abertura aumenta, tornam-se necessárias abordagens mais refinadas, que considerem não apenas a redistribuição dos esforços ao redor dos furos, mas também o surgimento de mecanismos de colapso locais, como o mecanismo de Vierendeel atuando nas seções inclinadas. Isso permite avaliações mais realistas da capacidade resistente e contribui para projetos mais seguros e econômicos no dimensionamento de elementos alveolares.

Adicionalmente, os resultados apresentados no Apêndice F demonstram que, mesmo em temperaturas elevadas, as curvas normalizadas preservam seu formato característico, indicando que o modo de colapso da viga alveolar não se altera significativamente com o aquecimento. Observa-se, ainda, que a resposta numérica obtida no ANSYS permanece inferior às previsões teóricas, mesmo após a aplicação dos fatores de redução nas propriedades do material.

A análise integrada dos resultados numéricos para diferentes valores de abertura permite compreender com maior clareza a influência do tamanho dos furos na interação entre esforço cortante e momento fletor. Observa-se que, para vigas com furos menores ($a_0 = 64\text{mm}$ e 128mm), as curvas de interação apresentam formato mais curvilíneo e coerente com a norma EN 1993-1-1, [1], o que demonstra o colapso predominantemente por esforço cortante na seção 2T. Por outro lado, vigas com furos maiores ($a_0 = 192\text{mm}$ e 256mm), manifestam colapso por mecanismo de Vierendeel e apresentam um comportamento quase linear, o que sugere que o esforço cortante influencia significativamente o colapso mesmo para valores relativamente baixos. Essa constatação aponta uma limitação revelante da norma EN 1993-1-1, [1], que considera o efeito do esforço cortante no cálculo da resistência da seção transversal à flexão apenas para casos em que $V_{Ed}/V_{pl,Rd} \geq 0,5$. Esse comportamento é ilustrado na Figura 4.12, que apresenta os resultados da análise numérica realizada à temperatura ambiente.

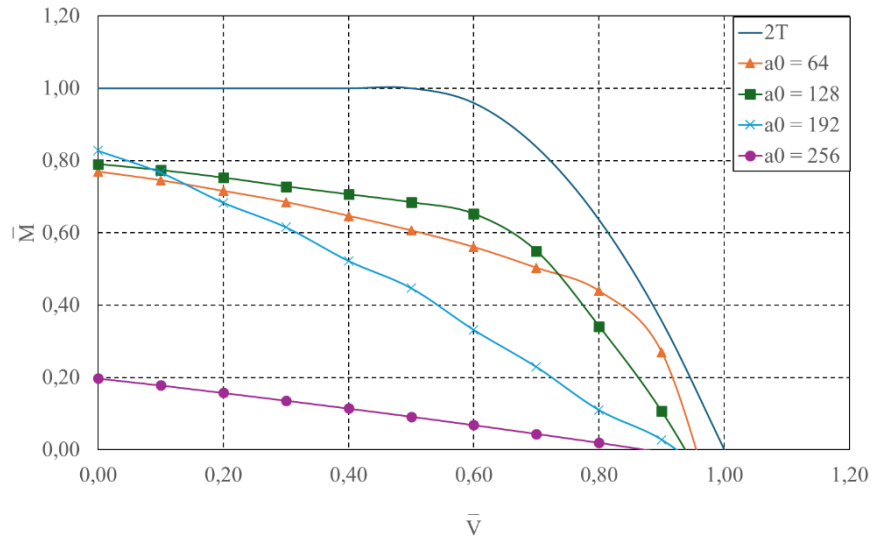
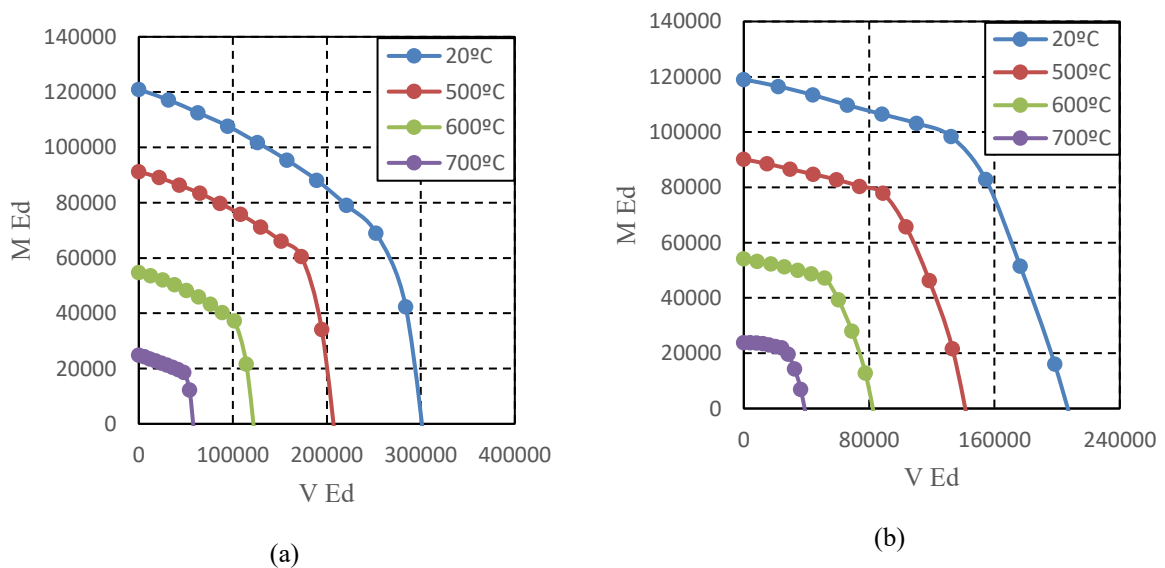


Figura 4.12: Curva de dimensionamento para diferentes valores de abertura.

Além dos gráficos com eixos adimensionais, foram elaborados gráficos considerando o mesmo diâmetro de furo, variando apenas a temperatura, sem a normalização dos vetores. Com objetivo de avaliar diretamente a redução da resistência da viga em função do aumento da temperatura. Os resultados, apresentados na Figura 4.13, demonstram a queda progressiva da resistência com o aumento da temperatura, confirmando a influência negativa do aquecimento nas propriedades mecânicas do aço, conforme se esperava. Esse comportamento reforça a importância de se considerar os efeitos térmicos no dimensionamento de vigas alveolares submetidas a situação de incêndio.



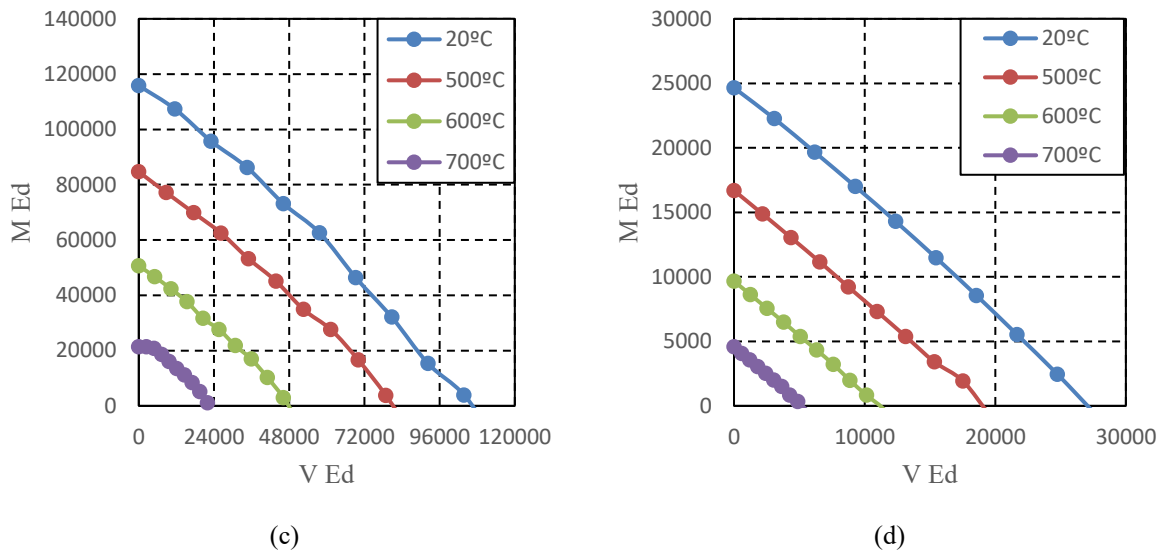


Figura 4.13: Curvas M–V em diferentes temperaturas, sem normalização das resistências; (a) $a_0 = 64\text{mm}$; (b) $a_0 = 128\text{mm}$; (c) $a_0 = 192\text{mm}$ e (d) $a_0 = 256\text{mm}$.

Como complemento às análises anteriores, observa-se que o deslocamento progressivo das curvas de resistência para níveis inferiores com o aumento da temperatura está em conformidade com as previsões da norma EN 1993-1-2, [37], que estabelece a aplicação de coeficientes de redução tanto nas propriedades do material quanto nas resistências de cálculo. Para demonstrar a equivalência teórica entre a aplicação dos coeficientes de redução nas propriedades do material e sua incorporação direta nos esforços resistentes, foram geradas curvas M–V normalizadas pelas capacidades resistentes reduzidas termicamente. Como apresentado na Figura 4.14, todas as curvas coincidem sobre uma única trajetória, evidenciando que a redução térmica das propriedades do material leva a um comportamento adimensional equivalente ao obtido pela aplicação direta dos fatores de redução aos esforços resistentes, representando adequadamente o efeito do aquecimento sobre o colapso da viga alveolar.

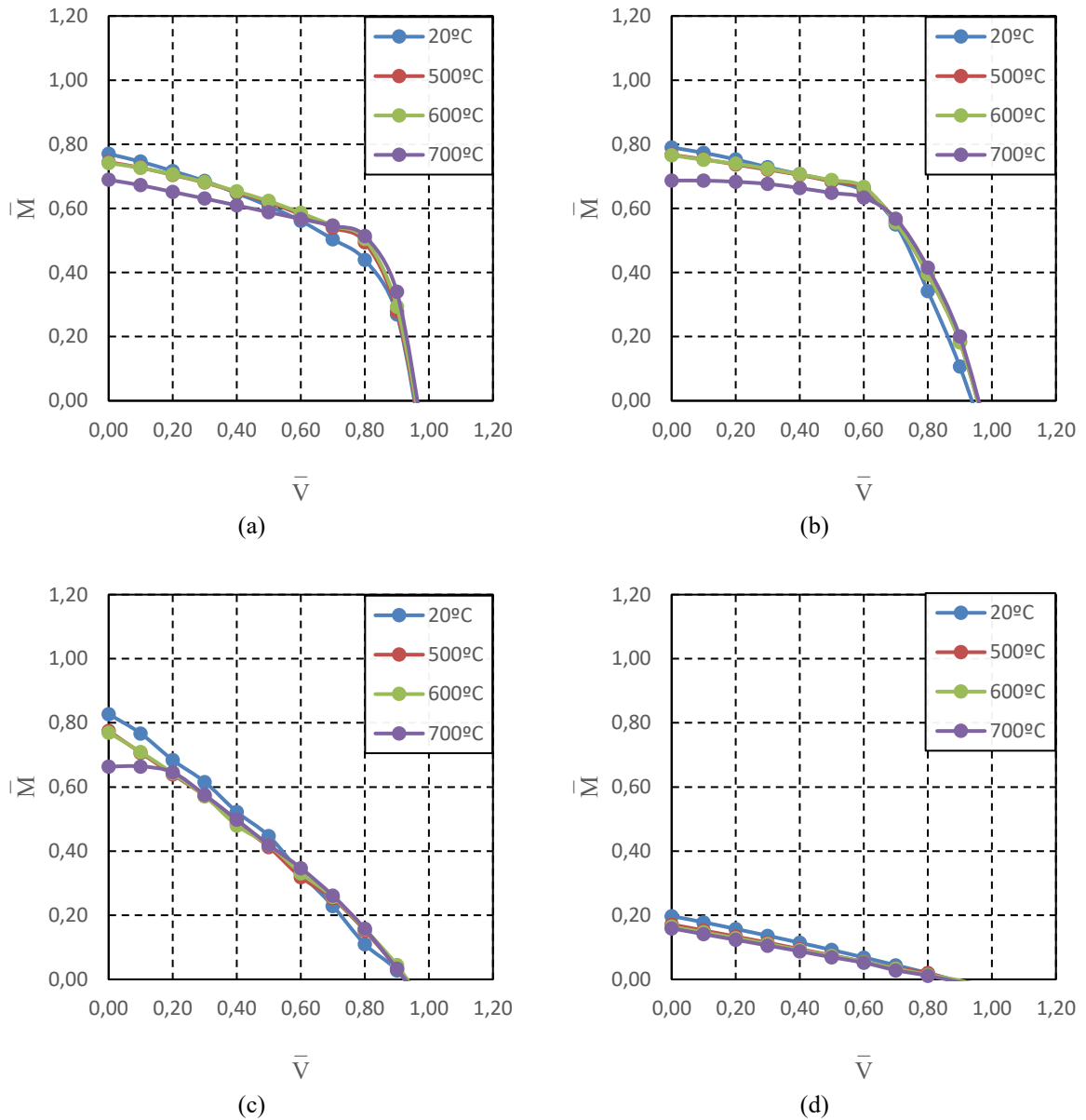


Figura 4.14: Curvas $M-V$ normalizadas pelas resistências térmicas correspondentes; (a) $a_0 = 64mm$; (b) $a_0 = 128mm$; (c) $a_0 = 192mm$ e (d) $a_0 = 256mm$.

A partir da análise dos resultados, nota-se que a localização e o tamanho dos furos ao longo da viga influenciam diretamente o modo de colapso. Furos pequenos ($a_0 = 64mm$ e $128mm$) posicionados em regiões de maior momento fletor tendem a ocasionar falhas por flexão, enquanto aqueles inseridos em zonas com predominância de esforço cortante podem levar à ruptura por cisalhamento, devido à diminuição da área resistente da alma na seção 2T. Furos maiores ($a_0 = 192mm$ e $256mm$), por outro lado, possuem o mecanismo de Vierendeel como modo de colapso dominante, independentemente da posição ao longo da viga, devido à significativa redução da rigidez da alma.

Em síntese, observa-se que todas as curvas de interação momento-cortante obtidas numericamente apresentam valores de resistência inferiores aos previstos pela norma EN 1993-1-1, [1]. Essa discrepância pode ser atribuída a diversos fatores, como a consideração das tensões residuais e imperfeições geométricas introduzidas na modelagem numérica, tendendo a antecipar o escoamento. Além disso, em aberturas maiores, o mecanismo de Vierendeel demonstra influência significativa mesmo para níveis moderados de esforço cortante, reforçando que o método normativo subestima o efeito combinado de flexão e cisalhamento em vigas alveolares. Esses aspectos evidenciam a importância de complementar a verificação normativa, principalmente em projetos sujeitos a carregamentos elevados.

Capítulo 5

5 Conclusão

Este trabalho teve como objetivo avaliar o comportamento de vigas alveolares em perfis metálicos IPE 220 submetidos à ação combinada de momento fletor e esforço cortante, com diferentes diâmetros de furo ($a_0 = 0,2H; 0,4H; 0,6H$ e $0,8H$) e sob diversas temperaturas ($20^\circ C, 500^\circ C, 600^\circ C, 700^\circ C$). Para isso, foram conduzidas análises teóricas com base no Eurocódigo EN 1993-1-1, [1], a formulação de uma curva de interação M-V baseada no mecanismo de Vierendeel e simulações numéricas no software ANSYS, considerando o comportamento não linear do material e os efeitos de grandes deslocamentos. Além de implementar as tensões residuais e imperfeições geométricas.

Os resultados evidenciaram que a presença de aberturas na alma altera significativamente o comportamento estrutural das vigas. Para furos menores ($a_0 = 0,2H$ e $0,4H$), o colapso tende a ser por cisalhamento, em zonas com predominância de esforço cortante, enquanto furos posicionados em regiões com maior momento fletor favorecem falhas por flexão. Já para furos maiores ($a_0 = 0,6H$ e $0,8H$), a ruptura ocorre, de modo geral, por meio do mecanismo de Vierendeel, mesmo quando localizados em regiões com maior momento fletor, indicando a dominância desse modo de falha quando a abertura atinge proporções significativas.

As curvas de interação momento fletor-esforço cortante (M-V), obtidas pelas simulações numéricas, revelaram-se mais conservadores do que aquelas previstas pelas equações normativas. Essa divergência sugere que os modelos da norma desconsideram alguns

efeitos importantes, como redistribuições de tensões e não linearidade geométrica do material, podendo superestimar a capacidade resistente da viga. Além disso, vigas com furos maiores ($a_0 = 0,6H$ e $0,8H$) evidenciaram a necessidade de considerar o esforço de corte mesmo em situações com $V_{Ed}/V_{pl,Rd} \leq 0,5$. Por outro lado, para furos menores ($a_0 = 0,2H$ e $0,4H$), as curvas estiveram mais alinhadas com as previsões normativas, demonstrando que a curva teórica 2T se mostra mais confiável para aberturas de pequenas dimensões.

No que se refere ao efeito térmico, observou-se uma redução gradativa da resistência das seções com o aumento da temperatura. No entanto, o formato das curvas de interação permaneceu praticamente inalterado, o que indica que o modo de colapso estrutural não sofre modificações significativas em função da temperatura, embora a capacidade resistente tenha uma expressiva redução. Isso evidencia a necessidade de realizar verificações adicionais em situação de incêndio, uma vez que o dimensionamento à temperatura ambiente não reflete a real condição de segurança da estrutura sob altas temperaturas.

Esses resultados fornecem contribuições relevantes para o dimensionamento de vigas alveolares em situação de incêndio, contribuindo para a definição de critérios mais seguros quanto à proporção e localização dos furos, além de alertar sobre as limitações das abordagens normativas em cenários de colapso não convencionais.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Tendo em vista os resultados obtidos e a escassez de estudos contemplando vigas alveolares, algumas direções são sugeridas para aprofundar os estudos no tema:

- Realizar uma investigação experimental dos modelos estudados numericamente, a fim de validar os resultados obtidos e aprofundar a compreensão dos mecanismos envolvidos.
- Analisar vigas com um maior número de furos e com diferentes comprimentos para observar a interação entre os mecanismos de instabilidade;
- Investigar os efeitos de diferentes padrões de tensões residuais propostos em outras literaturas;
- Avaliar o impacto da variação dos parâmetros geométricos com base em catálogos comerciais de vigas alveolares.

Bibliografia

- [1] *Eurocódigo 3 - Projecto de estruturas de aço Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios*. 1993. [Online]. Available: www.ipq.pt
- [2] R. N. Brinkhus and P. Alegre, “Análise de vigas casteladas e vigas casteladas mistas,” Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2015.
- [3] M. R. L. Martinho, “Vigas de Aço Alveoladas: Análise e Dimensionamento Estrutural,” Universidade Nova de Lisboa, Lisboa, 2014.
- [4] “World Trade Center Sao Paulo - São Paulo.” Accessed: Nov. 21, 2024. [Online]. Available: https://www.tripadvisor.pt/Attraction_Review-g303631-d6117088-Reviews-World_Trade_Center_Sao_Paulo-Sao_Paulo_State_of_Sao_Paulo.html
- [5] J. Grunbauer, “Grünbauer BV Strong in steel!” Accessed: Nov. 21, 2024. [Online]. Available: <https://www.grunbauer.nl/eng/inhoud.htm>
- [6] G. Verissimo, W. Vieira, J. M. Franco De Carvalho, J. Luiz, and R. Paes, “Procedimentos para definição das características geométricas de vigas alveolares de aço,” São Paulo: Congresso Latino Americano da Construção Metálica - CONSTRUMETAL, Aug. 2012. [Online]. Available: <http://www.grunbauer.nl>
- [7] M. E. Benincá, “Simulação numérica de vigas alveolares mistas de aço e concreto: modelo parametrizado de elementos finitos,” Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2019.
- [8] F. Jacob, “Como Calcular Zx e Zy Como calcular Zx e Zy – Módulo Resistente Plástico de Perfis em Estruturas Metálicas.” Accessed: Nov. 27, 2024. [Online]. Available: <https://calculistadeaco.com.br/como-calcular-zx-e-zy-modulo-resistente-plastico-de-perfis-em-estruturas-metalicas/>
- [9] D. Braz Costa, “Encurvadura global de vigas alveolares em situação de incêndio,” Instituto Politécnico de Bragança, 2020.
- [10] S. Estefen, T. Gurova, X. Castello, and A. Leontiev, “Análise de evolução do estado das tensões residuais de soldagem,” in *Conferência de Tecnologia de Soldagem e Inspeção*, 2008.
- [11] T. Tankova, “Tensões residuais usado aços de alta resistência,” *CCM - Associação Portuguesa de Construção Metálica e Mista*, vol. 56, p. 36, Dec. 2019.
- [12] ECCS Technical Committee 8 – Structural Stability, “Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames With Rigid Joints,” in *European Con-vention of Constructional Steel Work*, Brussels: 1st Edition, 1984.

- [13] C. A. de B. Gomes, “Resistência à compressão de perfis H laminados de abas paralelas,” Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, 2006. [Online]. Available: <http://www.livrosgratis.com.br>
- [14] L. F. Grilo, “Formulação para determinação da força cortante resistente de flambagem do montante de alma em vigas celulares de aço,” Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2018.
- [15] D. Sonck, “Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns,” 2013.
- [16] J. A. da Silva, “Estudo numérico da estabilidade de vigas alveolares em situação de incêndio,” Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, 2019.
- [17] P. A. G. Piloto, M. A. P. Vaz, P. J. M. M. Vila Real, and L. M. R. Mesquita, “A influência das imperfeições geométricas na resistência de vigas à encurvadura lateral,” 2003.
- [18] A. BADKE-NETO, A. F. G. CALENZANI, and W. G. FERREIRA, “Estudo de metodologias para o dimensionamento de vigas mistas de aço e concreto com perfil celular,” *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, vol. 8, no. 6, pp. 843–859, Dec. 2015, doi: 10.1590/s1983-41952015000600006.
- [19] G. W. Alminhana, “Vigas metálicas alveolares: análise comparativa com vigas de alma cheia,” Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2014.
- [20] G. P. Lubke, “Dimensionamento otimizado de vigas alveolares de aço,” Universidade Federal do Espírito Santo, Vitória, 2017.
- [21] *ArcelorMittal Europe-Long products Sections and Merchant Bars ACB ® and Angelina ® beams*.
- [22] G. De Freitas Barboza, “Estabilidade de vigas alveolares em situação de incêndio,” Instituto Politécnico de Bragança, 2023.
- [23] L. M. R. Mesquita and L. V. da Silva, “Elastic lateral-torsional buckling of cellular beams,” *Structures*, vol. 63, Apr. 2024, doi: 10.1016/j.istruc.2024.106392.
- [24] K. D. Tsavdaridis and G. Galiatsatos, “Assessment of cellular beams with transverse stiffeners and closely spaced web openings,” *Thin-Walled Structures*, vol. 94, pp. 636–650, Sep. 2015, doi: 10.1016/j.tws.2015.05.005.
- [25] L. M. P. de Abreu, “Determinação do momento fletor resistente à flambagem lateral com torção de vigas de aço celulares,” Universidade Federal de Minas Gerais, 2011.
- [26] K. F. Chung, T. C. H. Liu, and A. C. H. Ko, “Investigation on Vierendeel mechanism in steel beams with circular web openings,” *J Constr Steel Res*, vol. 57, pp. 467–490, 2001, [Online]. Available: www.elsevier.com/locate/jcsr
- [27] K. F. Chung, C. H. Liu, and A. C. H. Ko, “Steel beams with large web openings of various shapes and sizes: An empirical design method using a generalised moment-shear interaction curve,” *J Constr Steel Res*, vol. 59, no. 9, pp. 1177–1200, 2003, doi: 10.1016/S0143-974X(03)00029-4.

- [28] P. Panedpojaman, T. Thepchatri, and S. Limkatanyu, “Novel simplified equations for Vierendeel design of beams with (elongated) circular openings,” *J Constr Steel Res*, vol. 112, pp. 10–21, Apr. 2015, doi: 10.1016/j.jcsr.2015.04.007.
- [29] *Eurocode 3-Design of steel structures. DIN CEN/TC 250/SC 4 N 1839 - Web Openings in Steel Beams EC3 Part 1-13*. 2017.
- [30] P. Panedpojaman and T. Rongram, “Design Equations for Vierendeel Bending of Steel Beams with Circular Web Openings,” London: Newswood Limited: International Association of Engineers, 2014.
- [31] K. D. Tsavdaridis and C. D’Mello, “Optimisation of novel elliptically-based web opening shapes of perforated steel beams,” *J Constr Steel Res*, vol. 76, pp. 39–53, Sep. 2012, doi: 10.1016/j.jcsr.2012.03.026.
- [32] *EUROPEAN STANDARD Eurocode 3 -Design of steel structures-Part 1-5: Plated structural elements*. 2006.
- [33] ArcelorMittal Europe, *Sections and Merchant Bars*. [Online]. Available: https://worldsteel.org/wp-content/uploads/worldsteel_eco-profiles_global-sections-2022_Construction-1.pdf
- [34] P. M. N. Almeida, “Dimensionamento de estruturas metálicas segundo o Eurocódigo 3.,” Universidade Fernando Pessoa, 2012.
- [35] J. M. M. Eira, “Desenvolvimento de ferramenta vocacionada para o dimensionamento de estruturas metálicas de acordo com a NP EN 1993-1-1,” Universidade do Minho, 2015.
- [36] R. M. Lawson and S. J. Hicks, *Design of Composite Beams with Large web openings*, vol. SCI P355. 2011.
- [37] *Eurocódigo 3 - Projecto de estruturas de aço. Parte 1-2: Regras gerais. Verificação da resistência ao fogo*. 2010.
- [38] D. Sonck and J. Belis, “Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams,” *J Constr Steel Res*, vol. 105, pp. 119–128, Nov. 2015, doi: 10.1016/j.jcsr.2014.11.003.
- [39] K. D. Tsavdaridis and C. D’Mello, “Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes,” *J Constr Steel Res*, vol. 67, no. 10, pp. 1605–1620, Oct. 2011, doi: 10.1016/j.jcsr.2011.04.004.

Apêndices

APÊNDICE A – Variação do esforço cortante para diferentes configurações sem momento fletor ($t = 10$ s) sob temperatura ambiente

APÊNDICE B– Variação do esforço cortante no colapso da viga para diferentes configurações sob temperatura ambiente e elevada

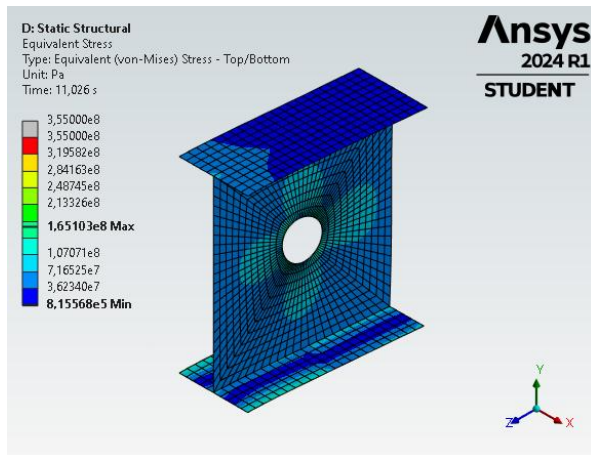
APÊNDICE C – Esforço cortante plástico máximo em função da temperatura e da configuração geométrica

APÊNDICE D – Tabelas de interação momento fletor–esforço cortante para diferentes configurações e temperaturas

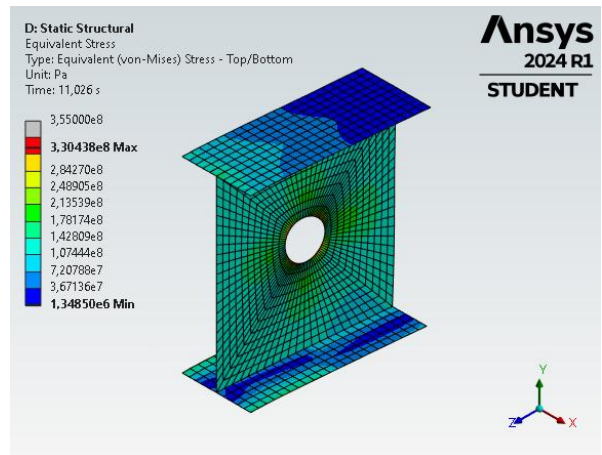
APÊNDICE E – Gráficos de interação momento fletor–esforço cortante para diferentes configurações e temperaturas

APÊNDICE A – Variação do esforço cortante para diferentes configurações sem momento fletor ($t = 10\text{ s}$) sob temperatura ambiente

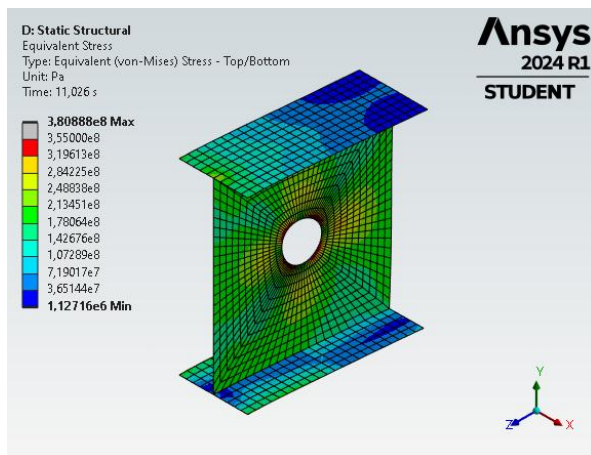
$$a_0 = 64\text{mm} - t = 10\text{s} - T = 20^\circ\text{C}$$



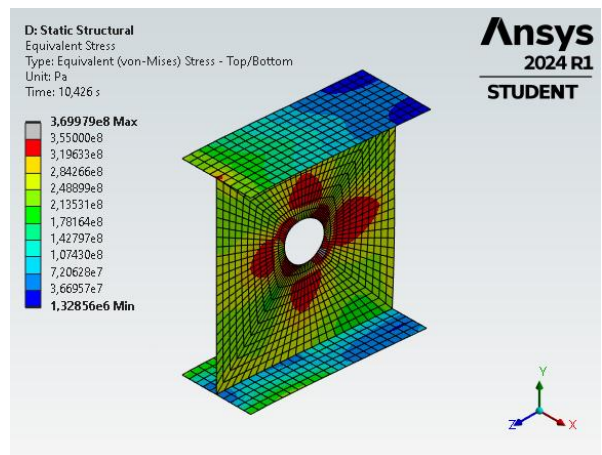
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

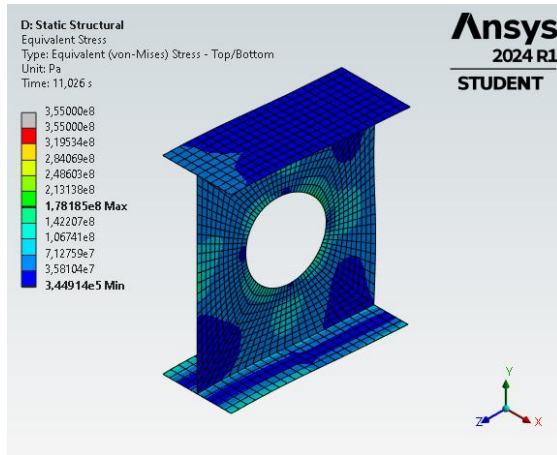


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

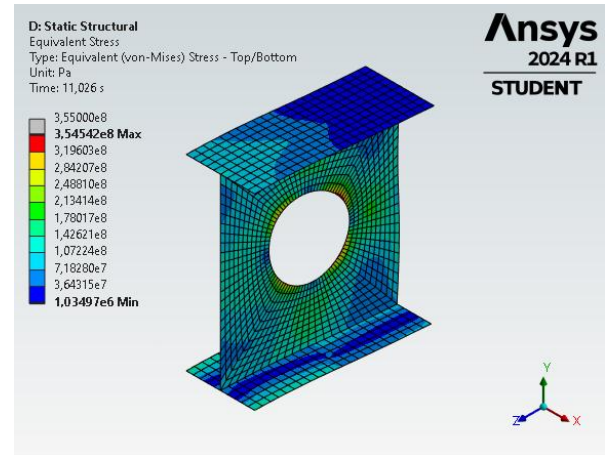


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

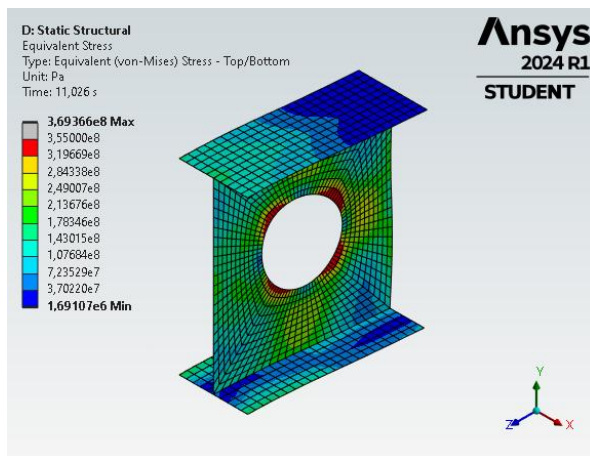
$$\alpha_0 = 128\text{mm} - t = 10\text{s} - T = 20^\circ\text{C}$$



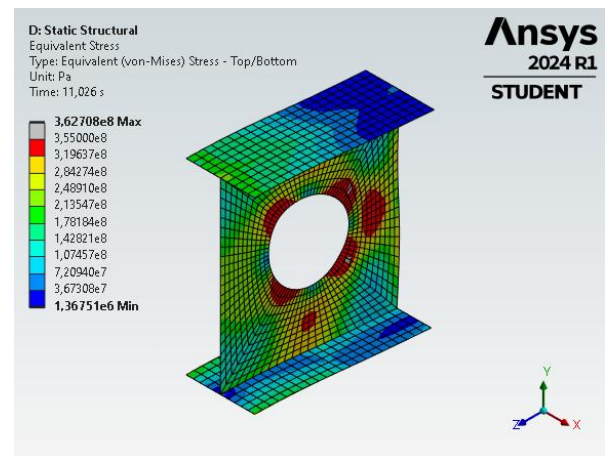
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

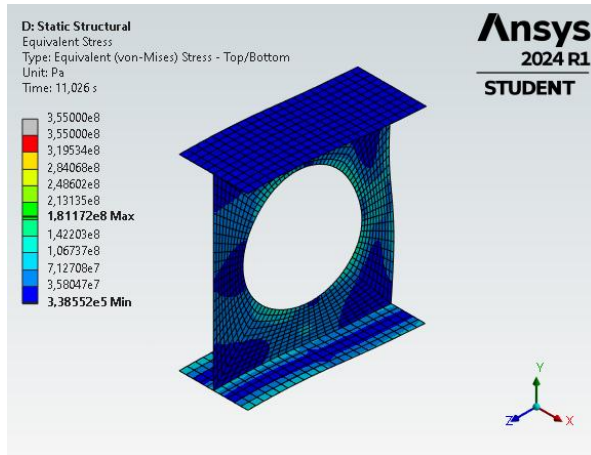


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

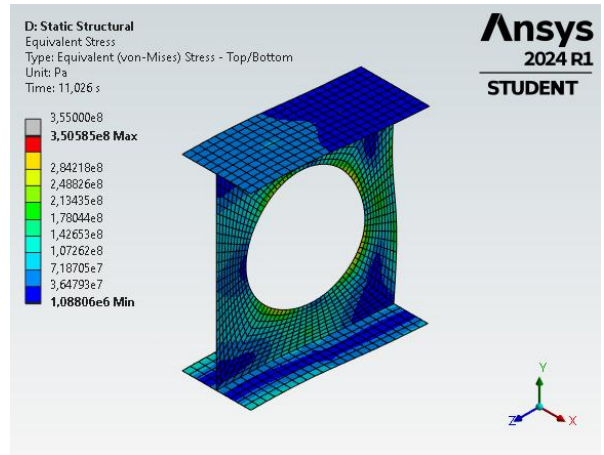


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

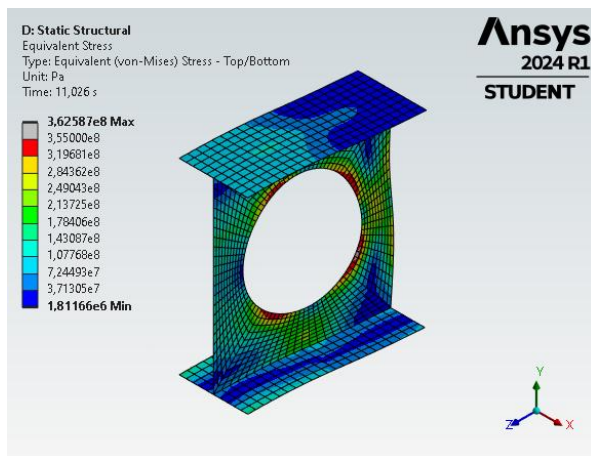
$$a_0 = 192\text{mm} - t = 10\text{s} - T = 20^\circ\text{C}$$



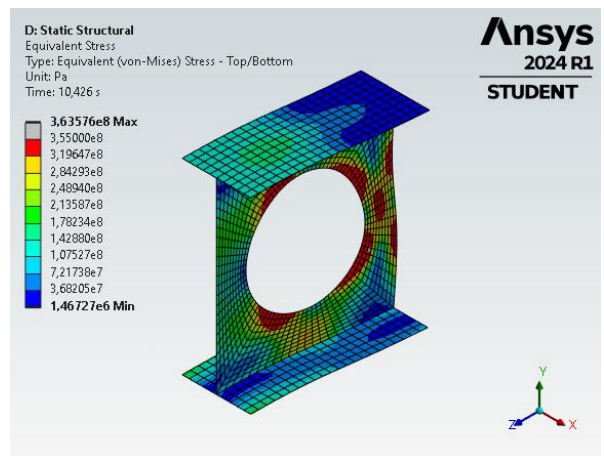
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

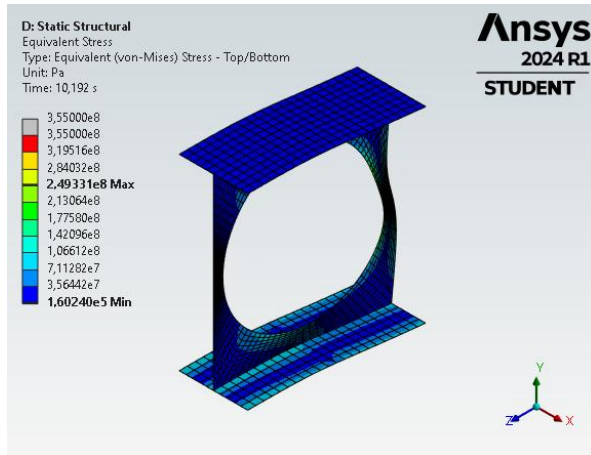


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

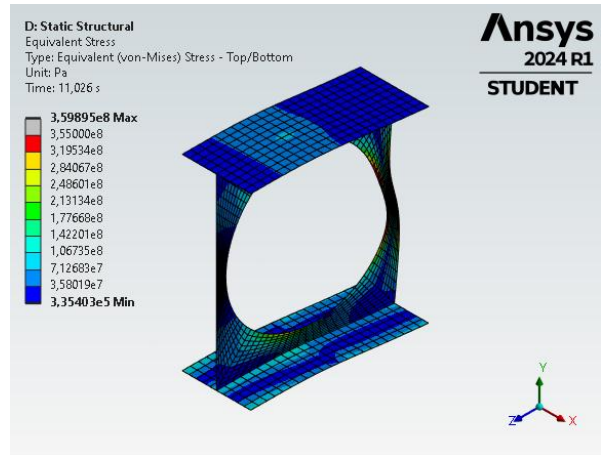


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

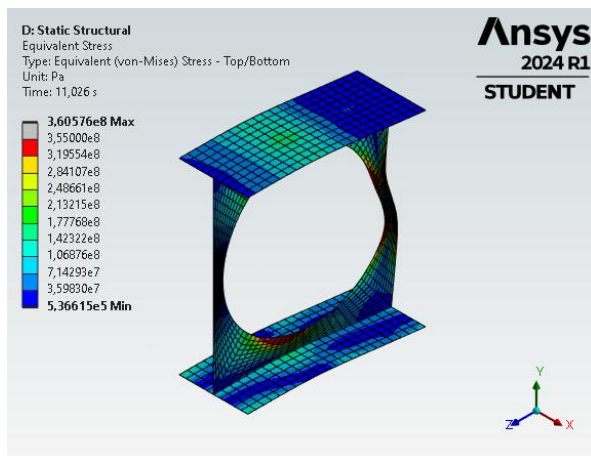
$$a_0 = 256\text{mm} - t = 10\text{s} - T = 20^\circ\text{C}$$



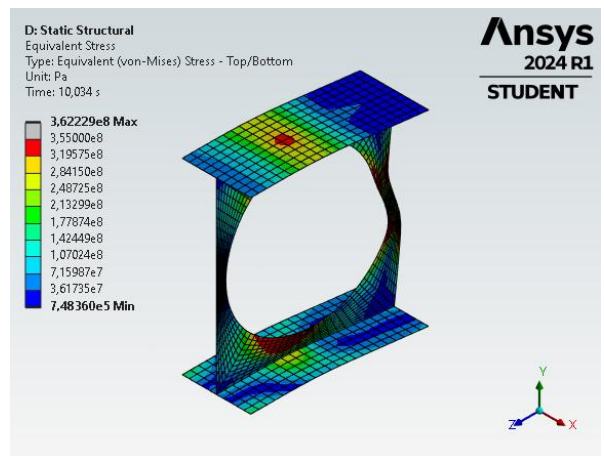
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$



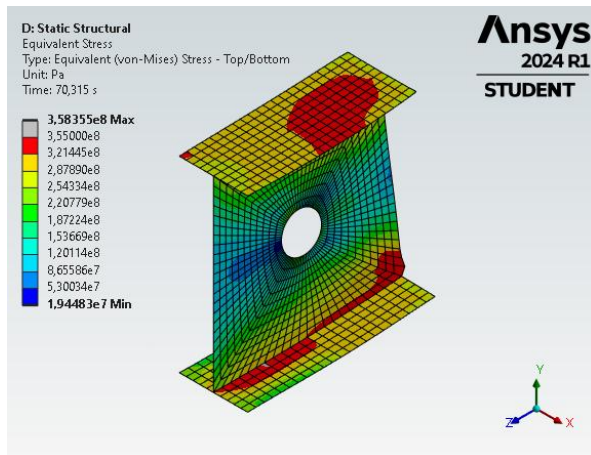
$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$



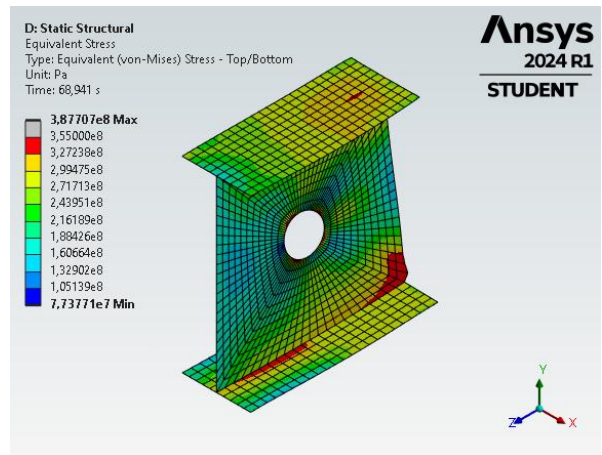
$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

APÊNDICE B – Variação do esforço cortante no colapso da viga para diferentes configurações sob temperatura ambiente e elevada

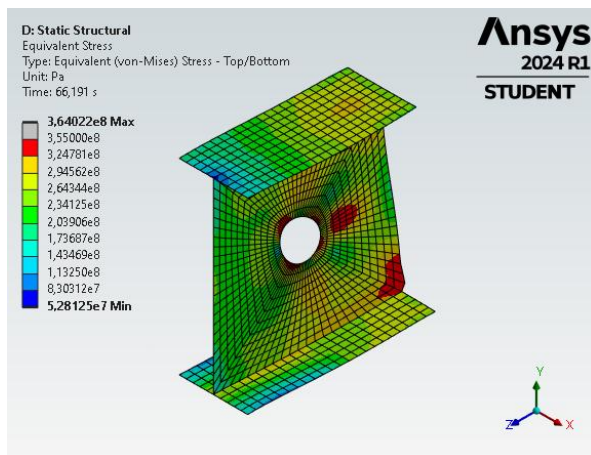
$$a_0 = 64\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$$



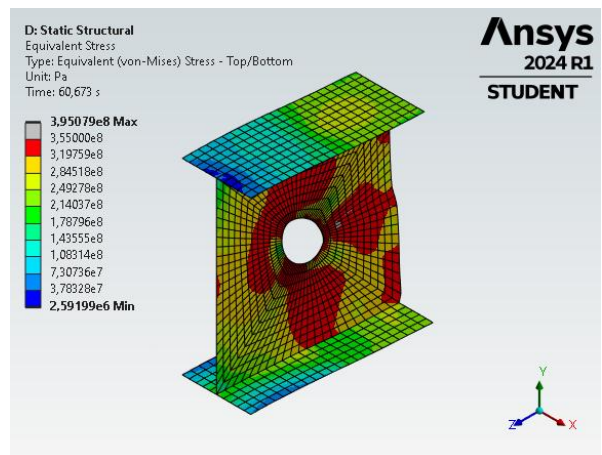
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

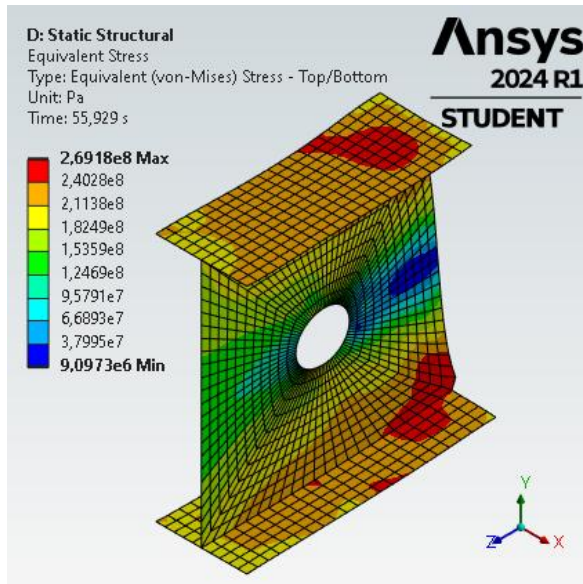


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

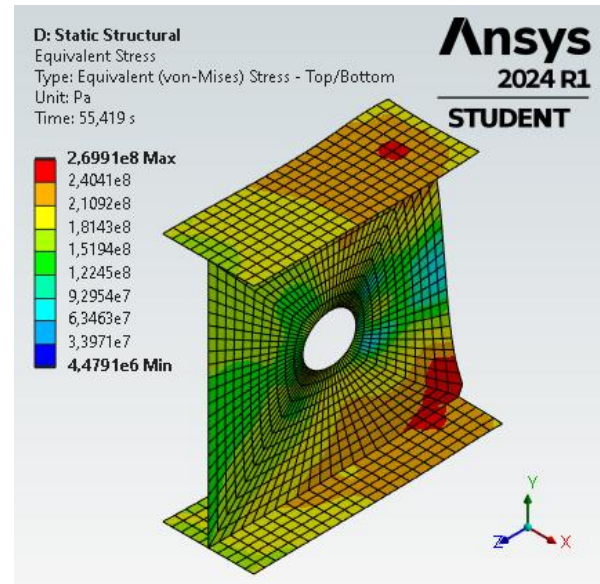


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

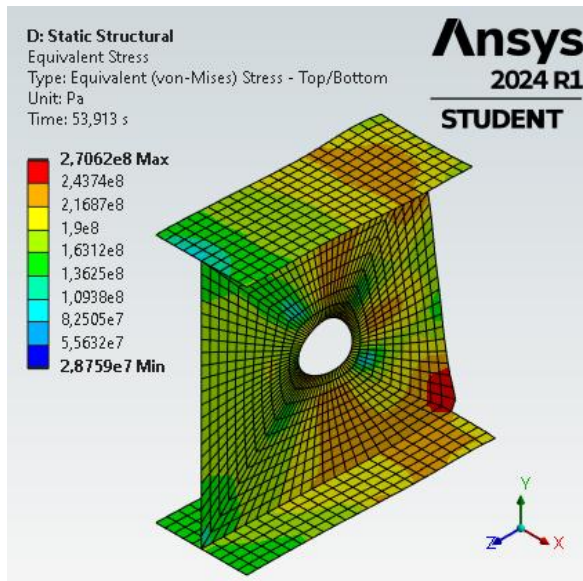
$$a_0 = 64\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$$



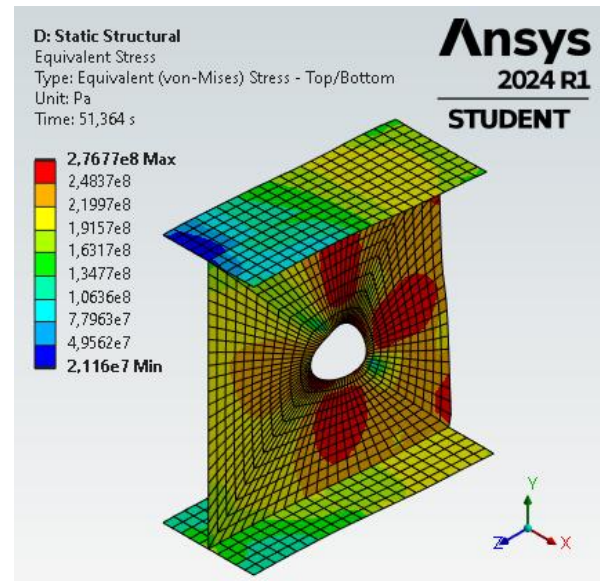
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

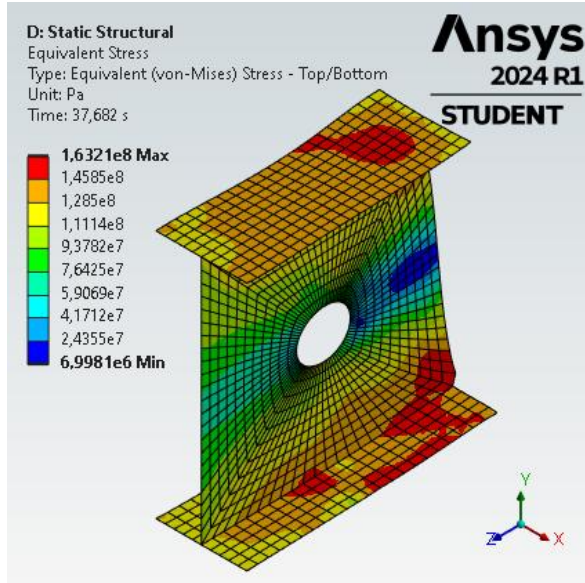


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

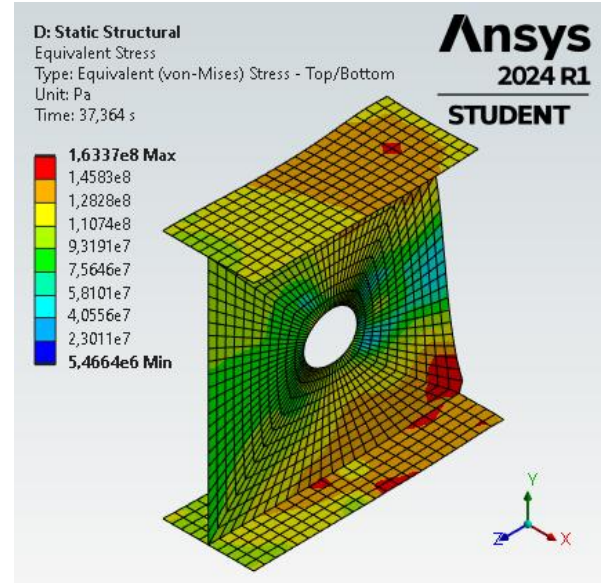


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

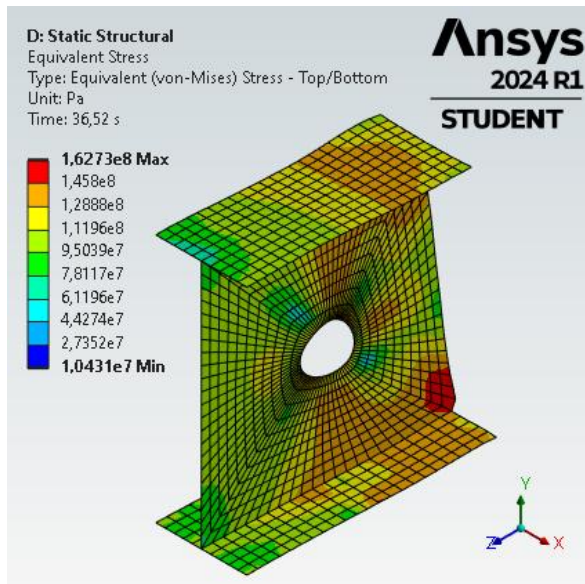
$$a_0 = 64mm - T = 600^{\circ}C$$



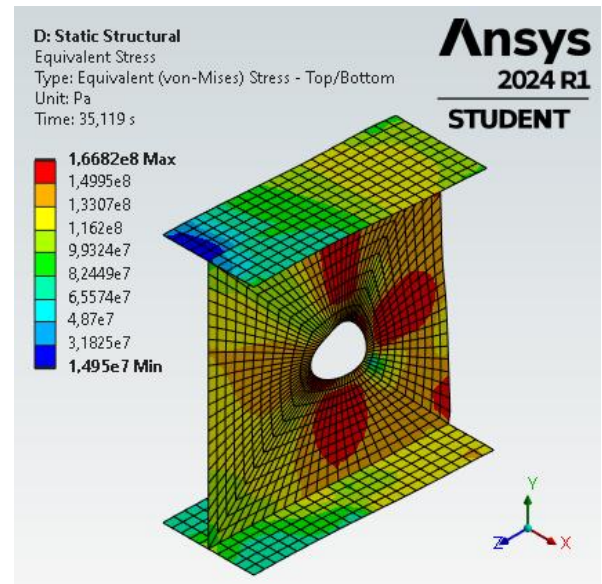
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

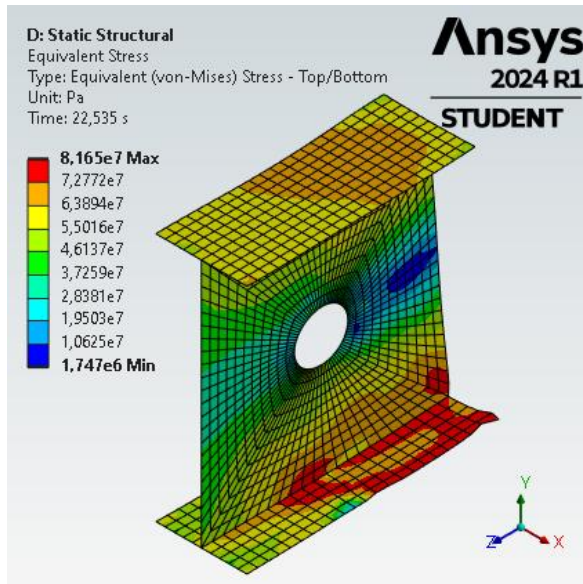


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

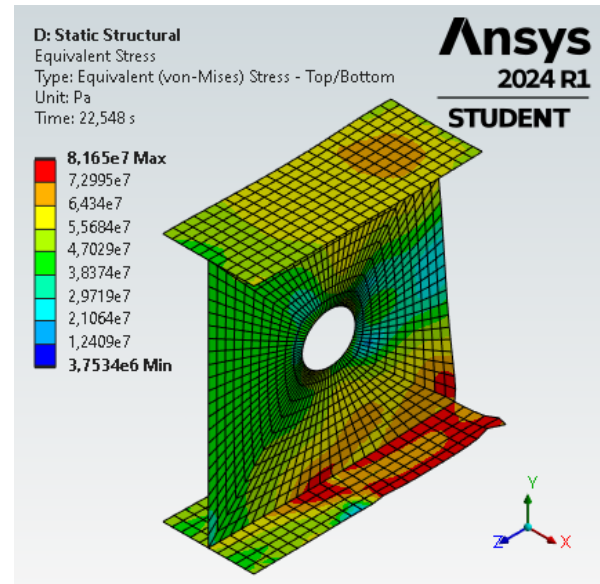


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

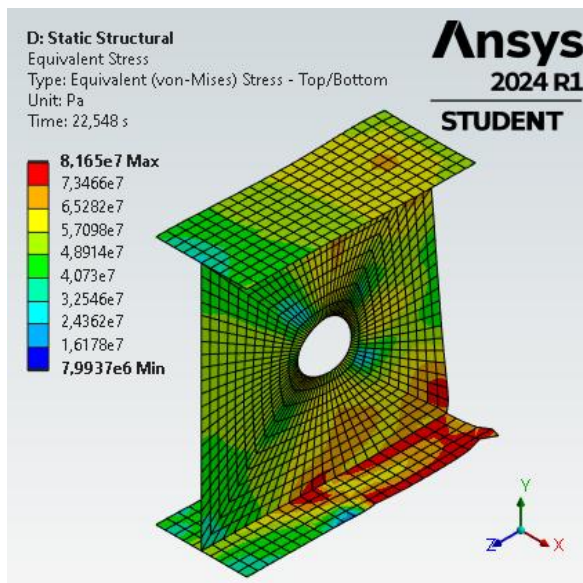
$$a_0 = 64\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$$



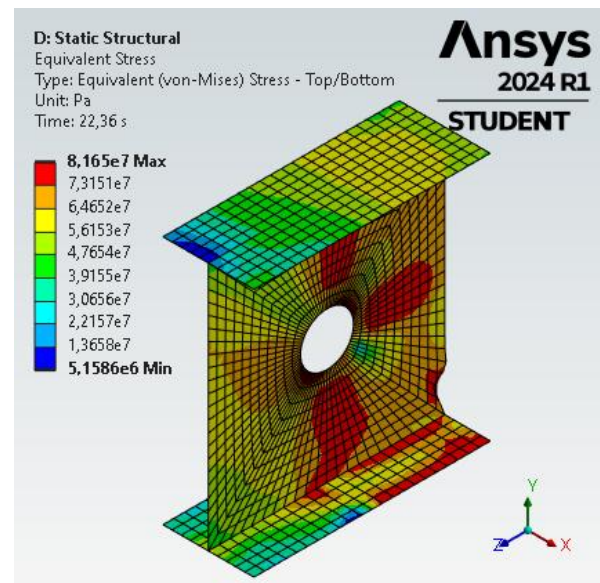
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

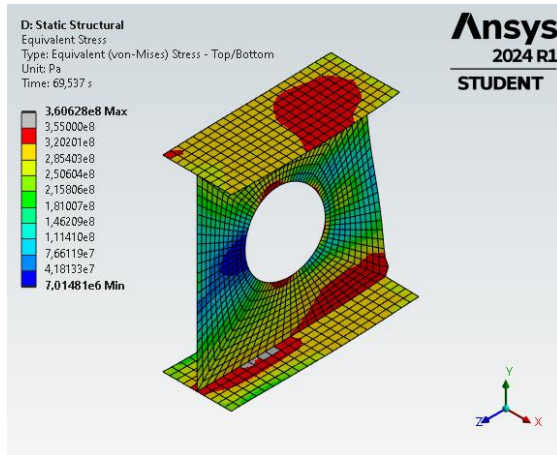


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

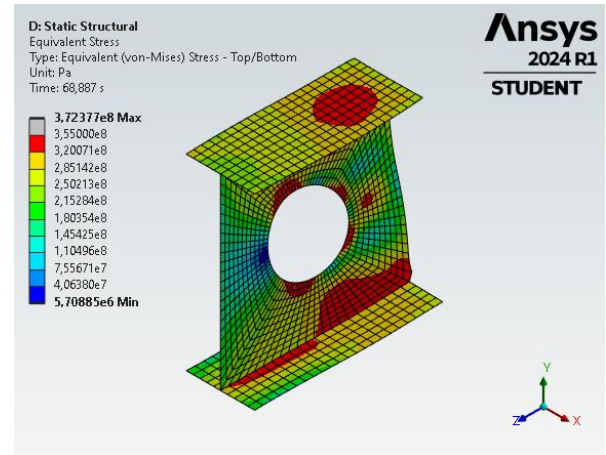


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

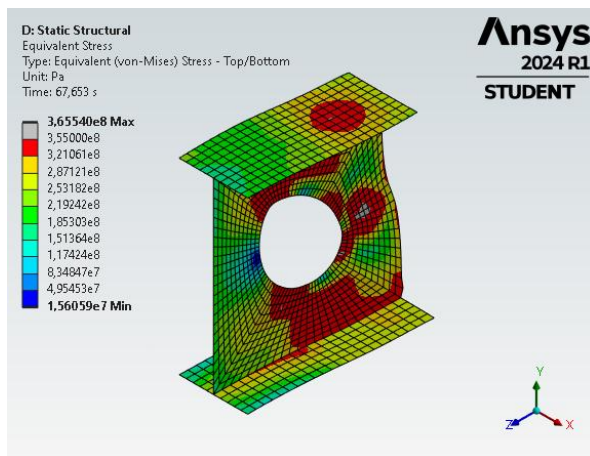
$$a_0 = 128\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$$



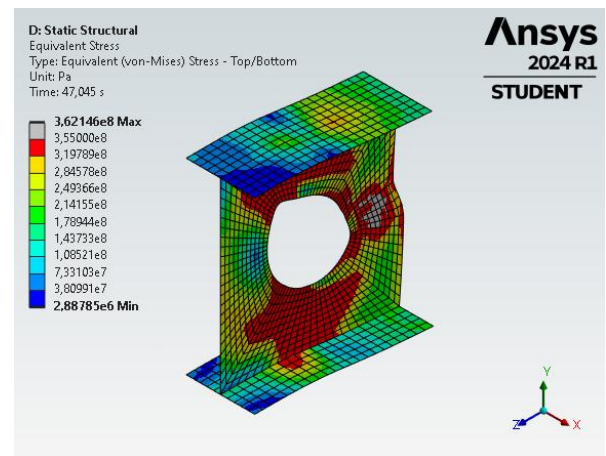
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

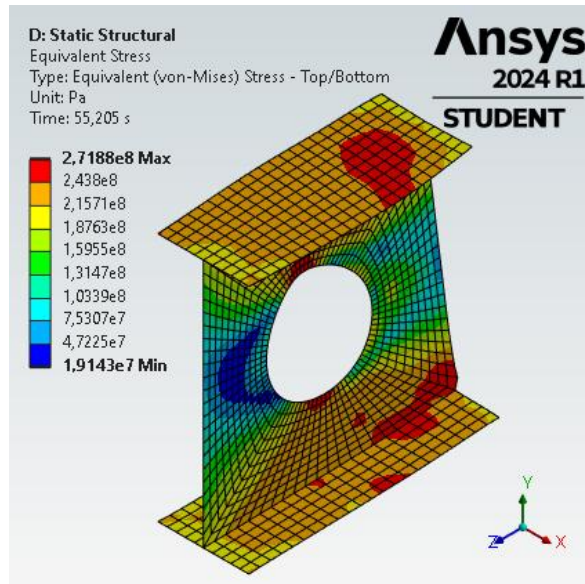


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

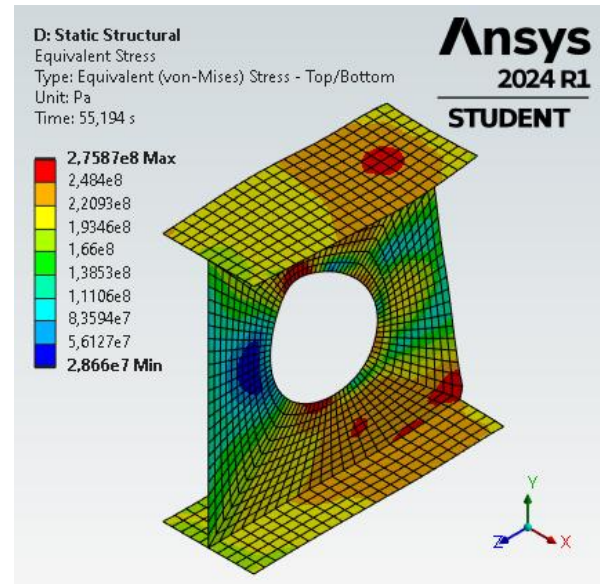


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

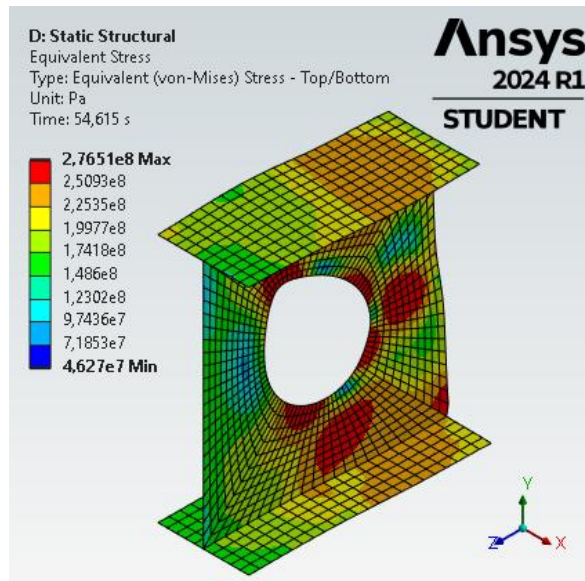
$$a_0 = 128\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$$



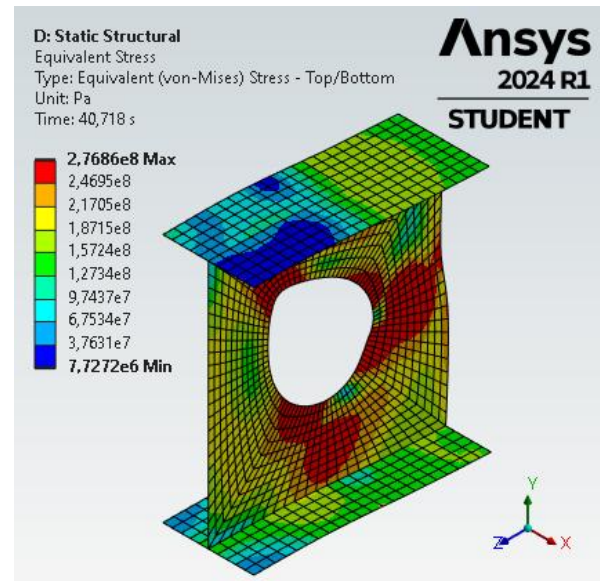
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

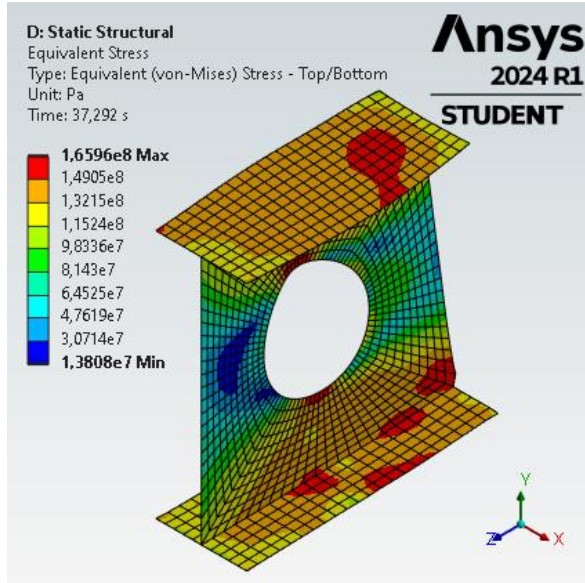


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

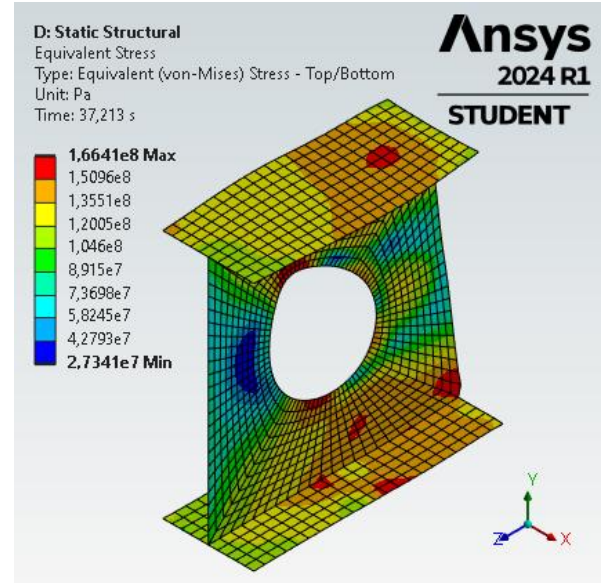


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

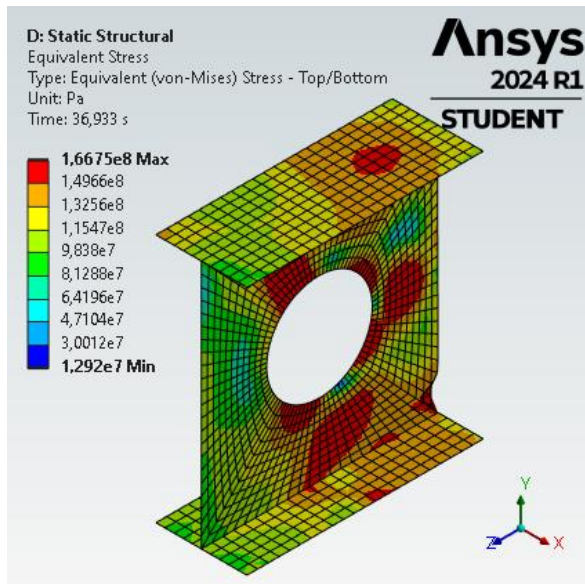
$$a_0 = 128\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$$



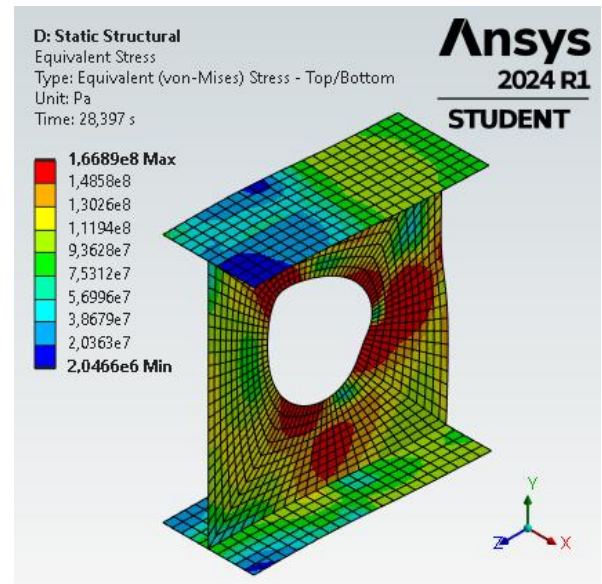
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

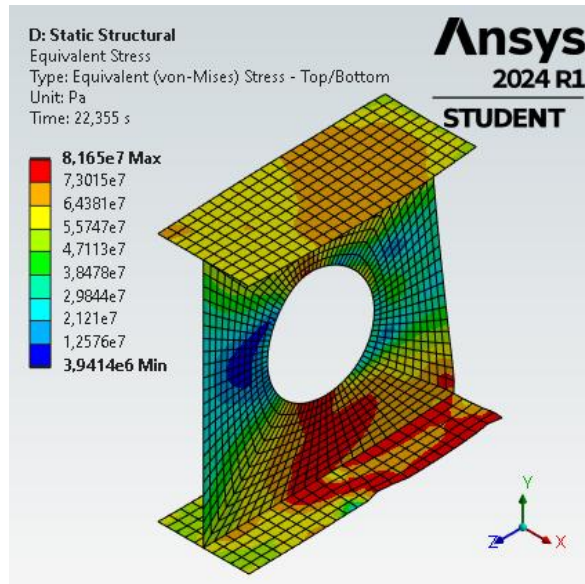


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

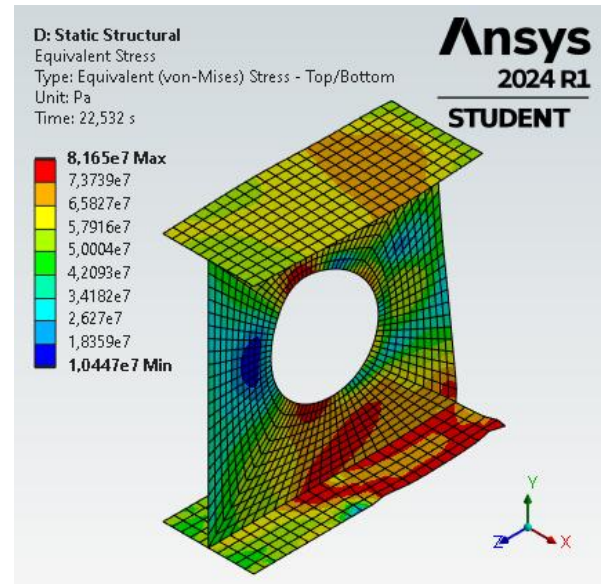


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

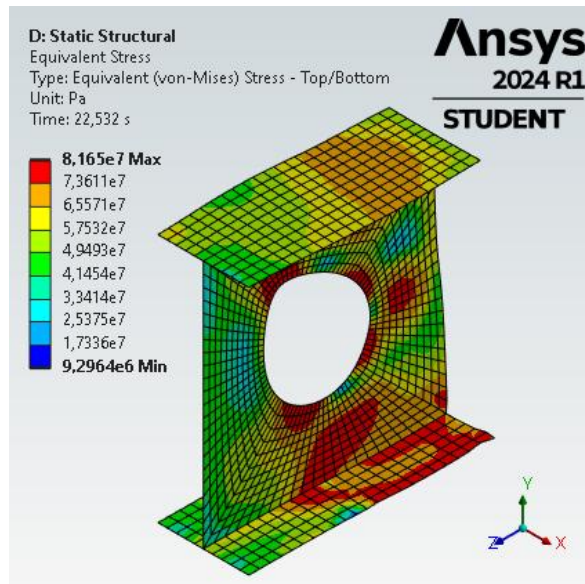
$$a_0 = 128\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$$



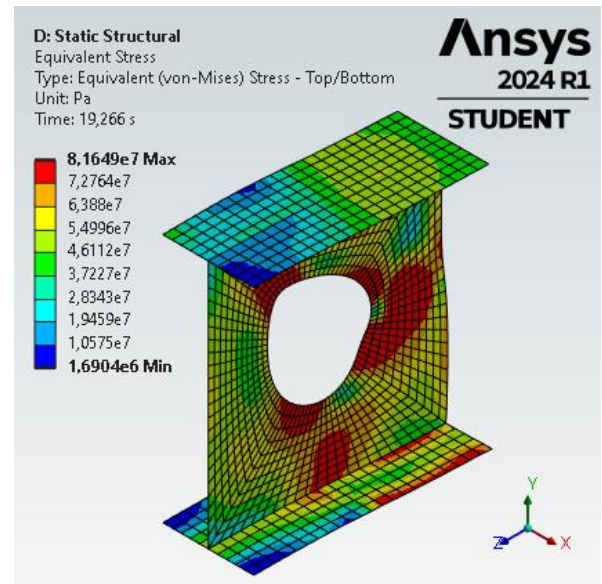
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

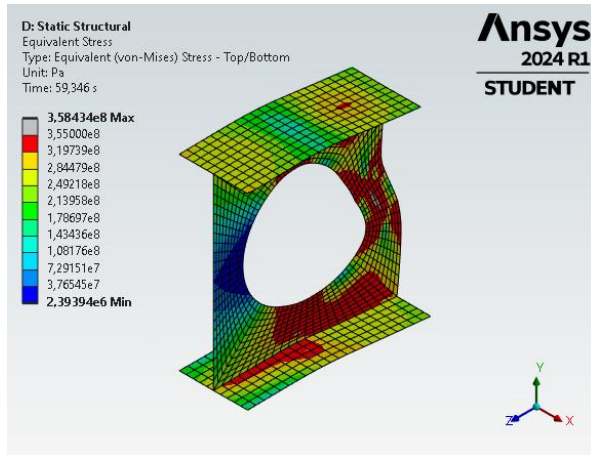


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

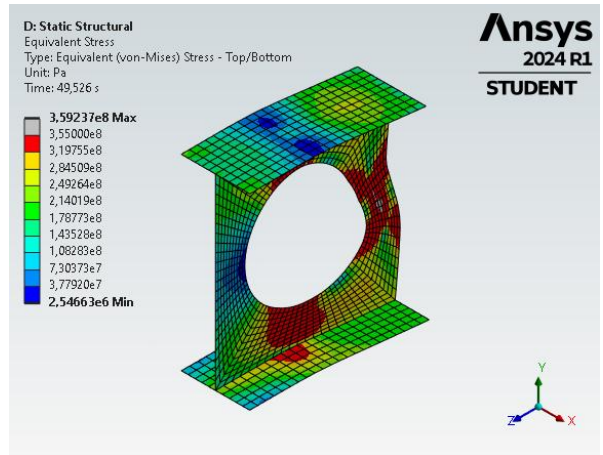


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

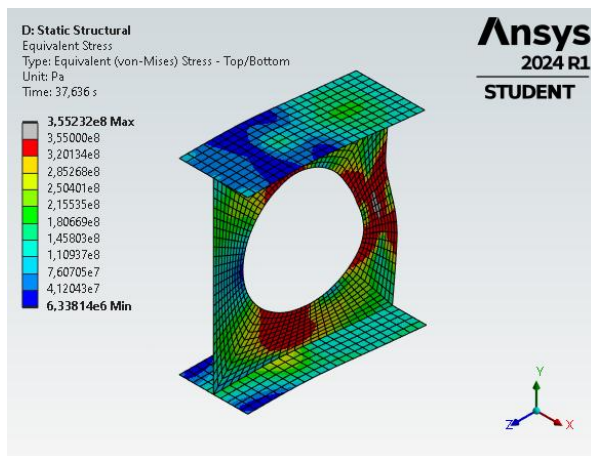
$$a_0 = 192\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$$



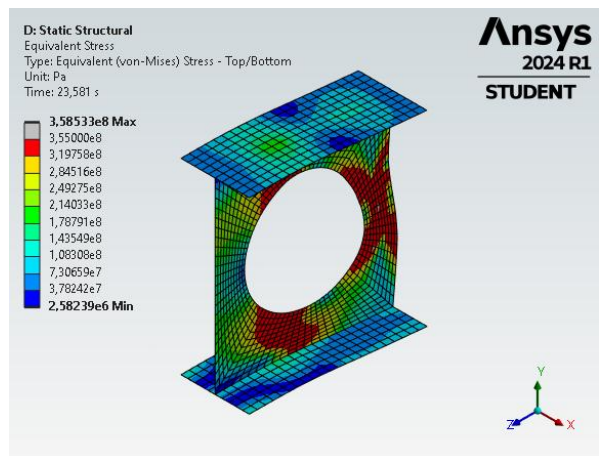
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

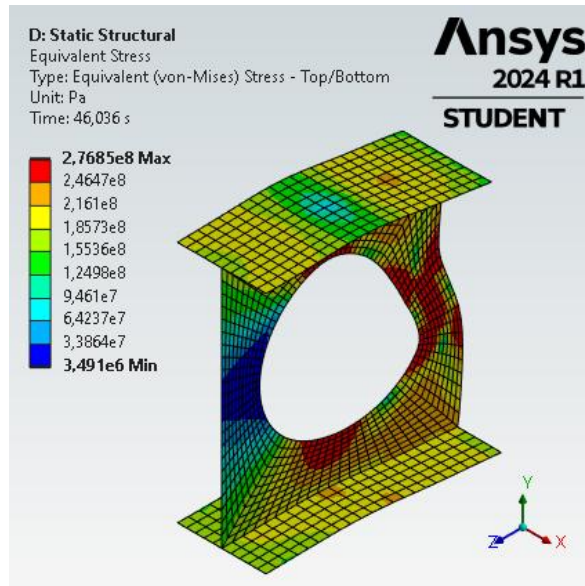


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

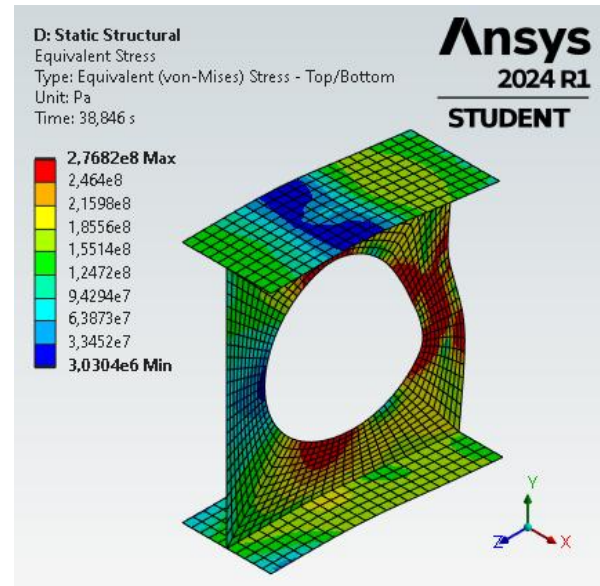


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

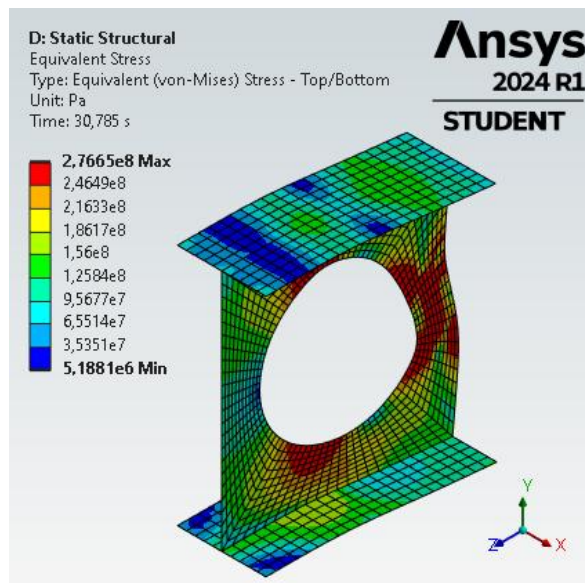
$$a_0 = 192\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$$



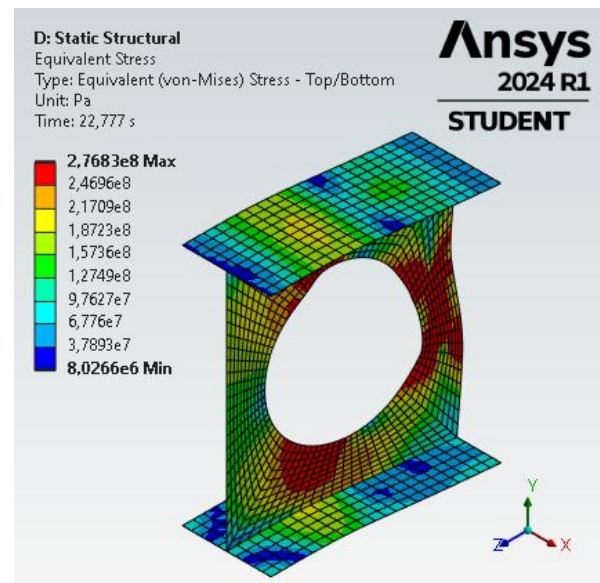
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

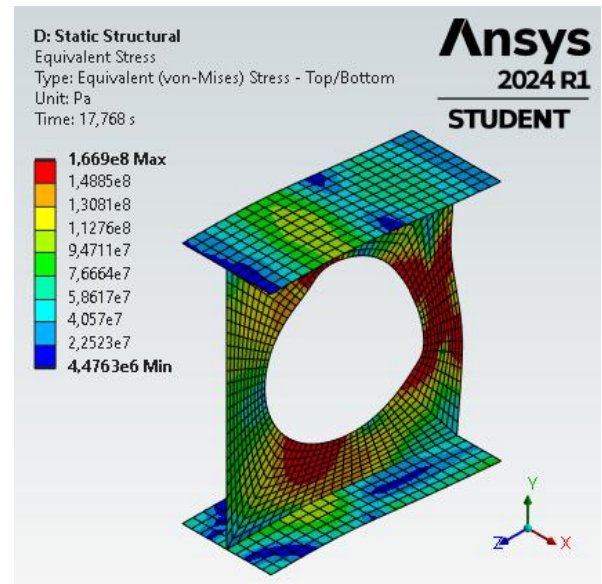
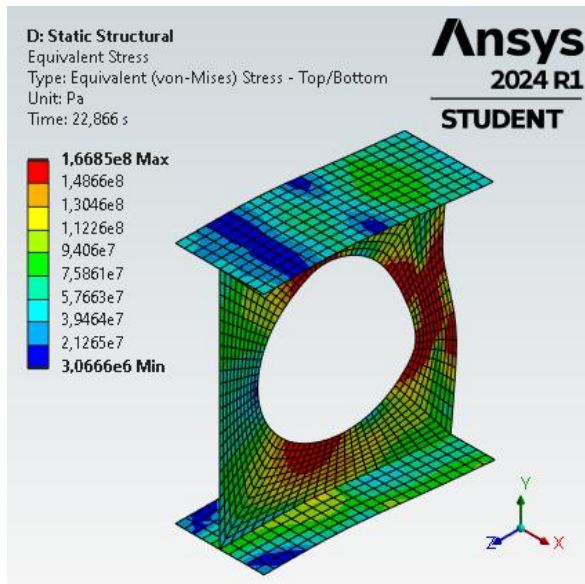
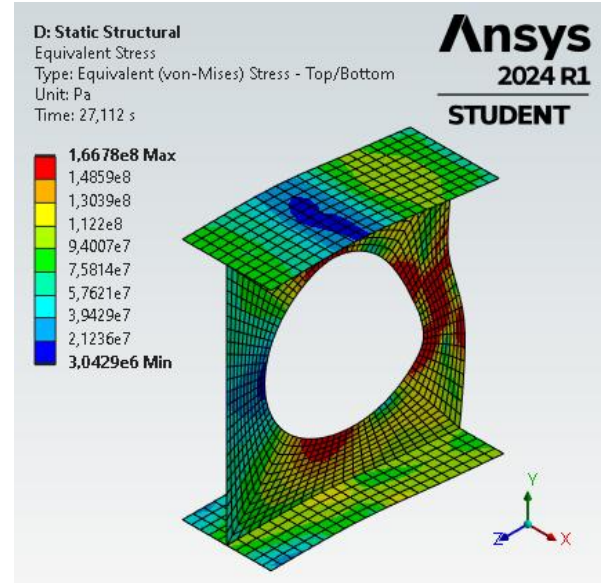
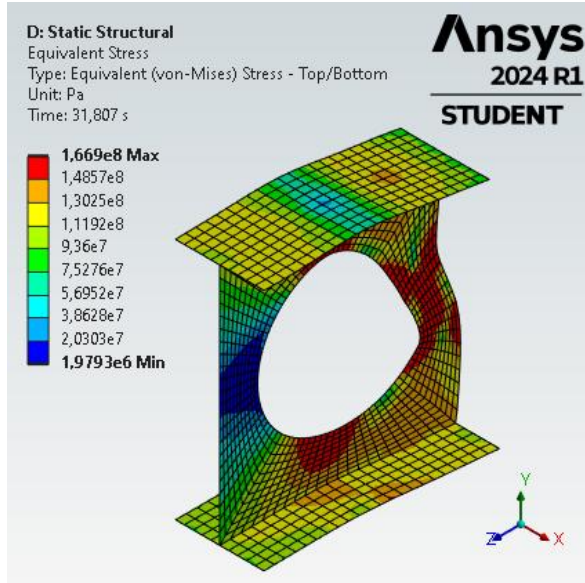


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

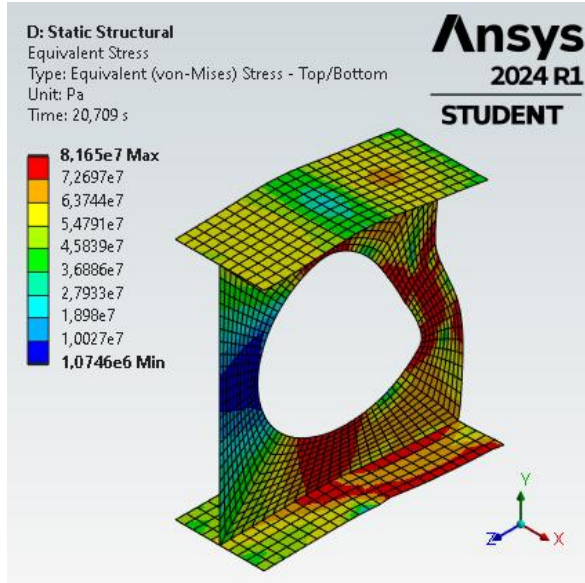


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

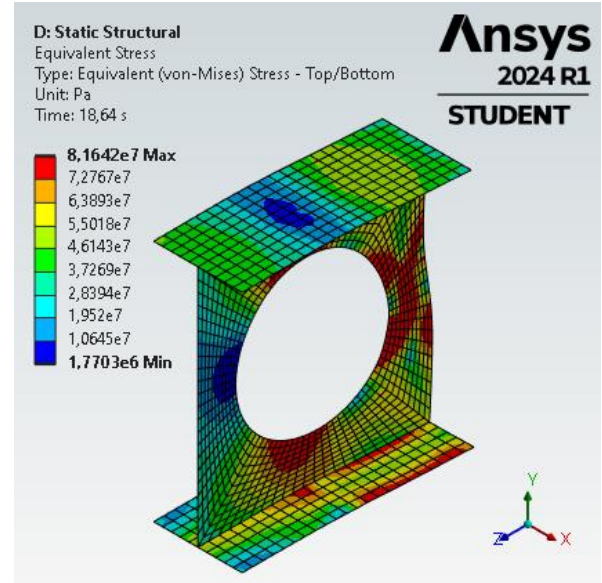
$$a_0 = 192\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$$



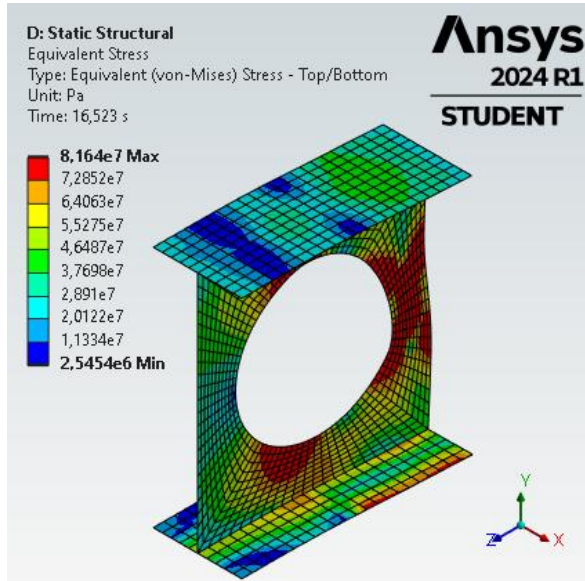
$$a_0 = 192\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$$



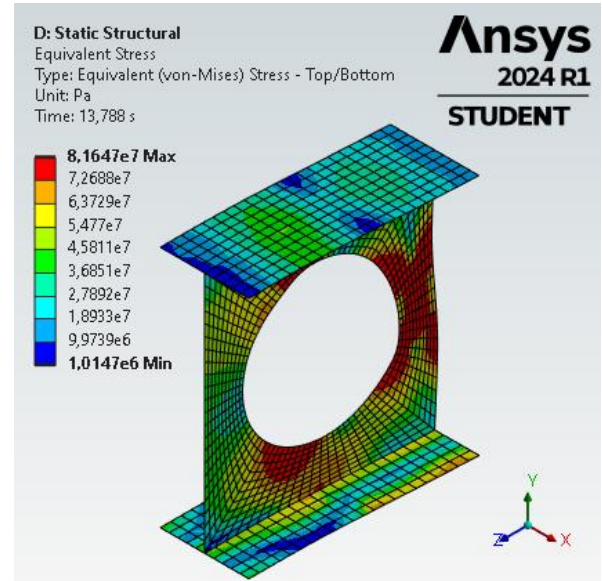
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

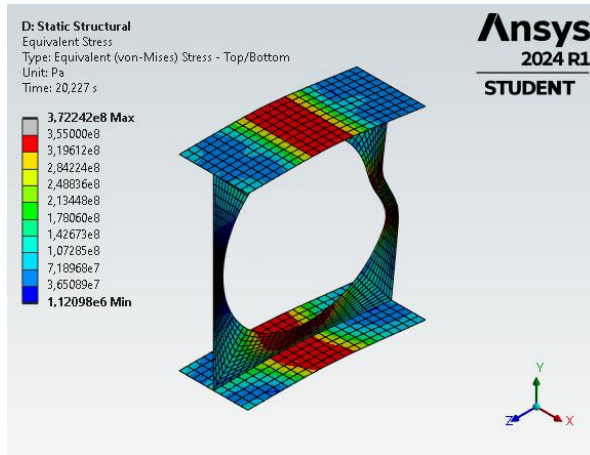


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

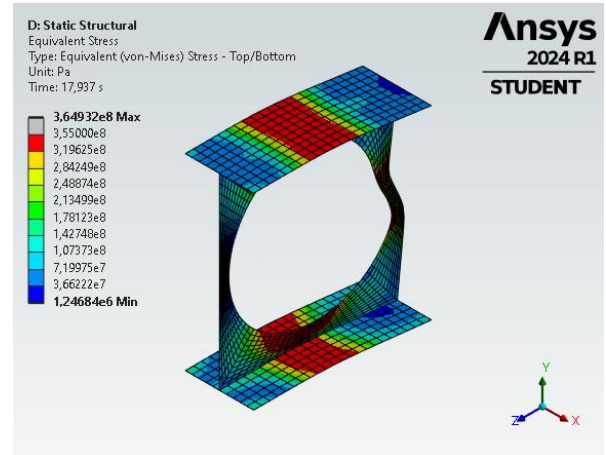


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

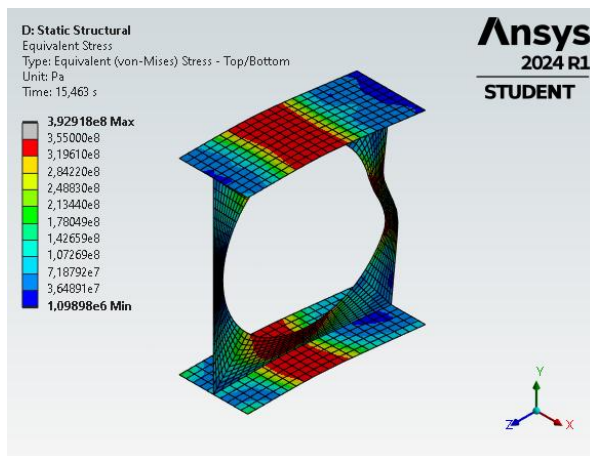
$$a_0 = 256\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$$



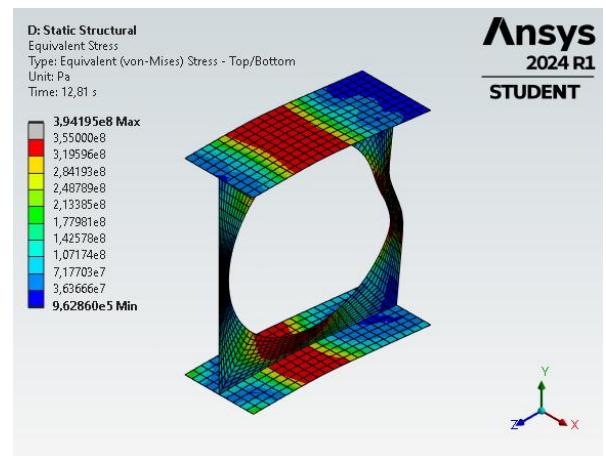
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$

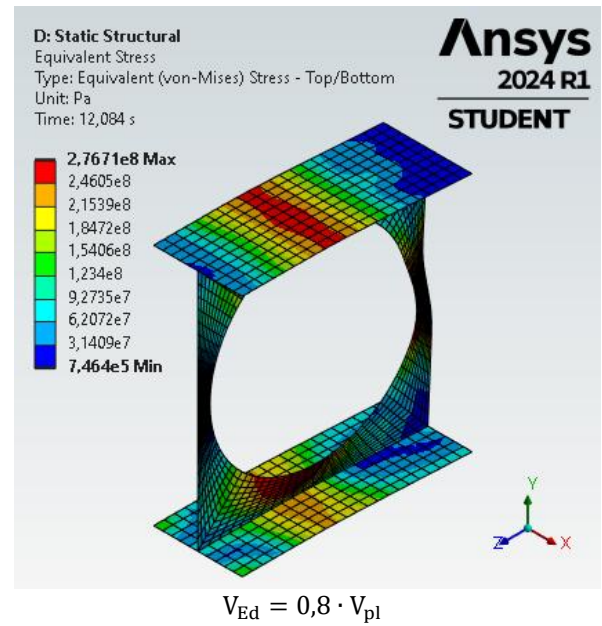
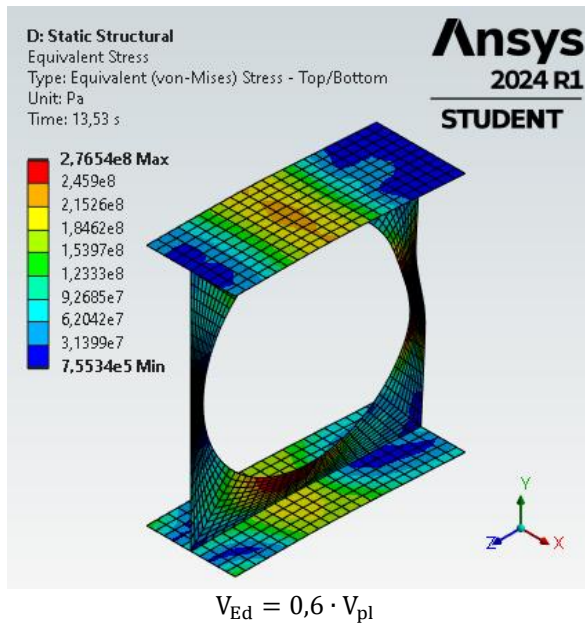
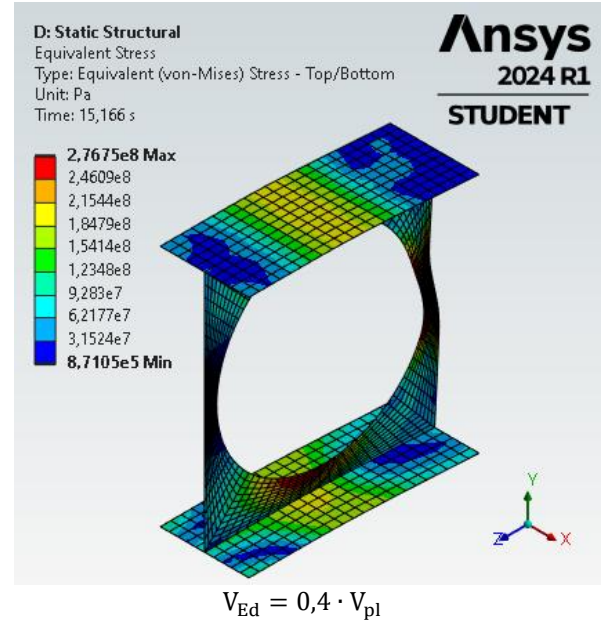
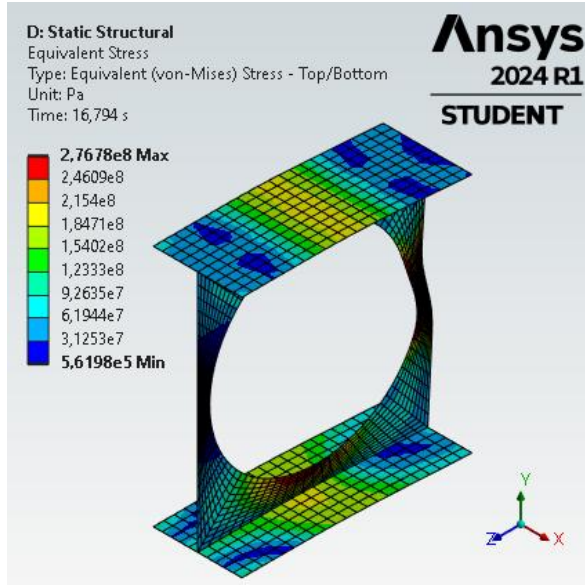


$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$

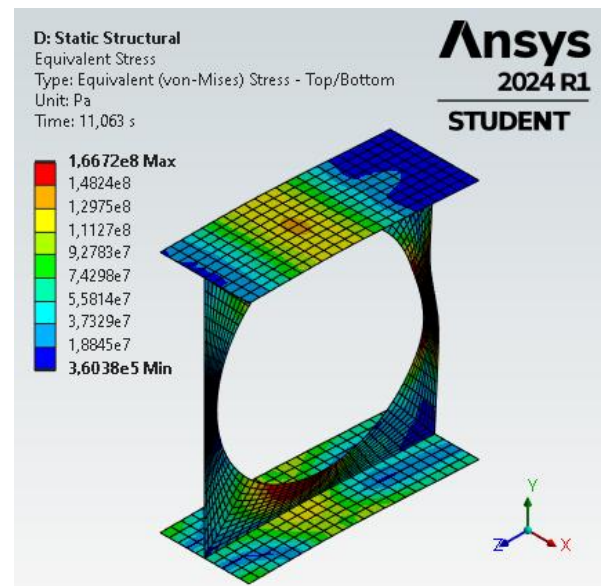
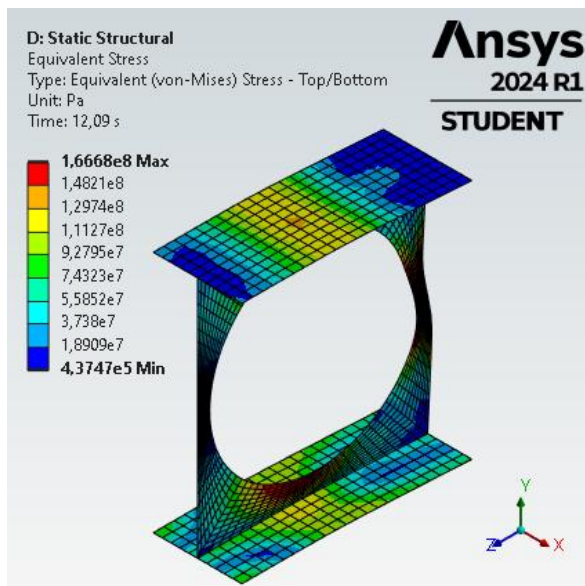
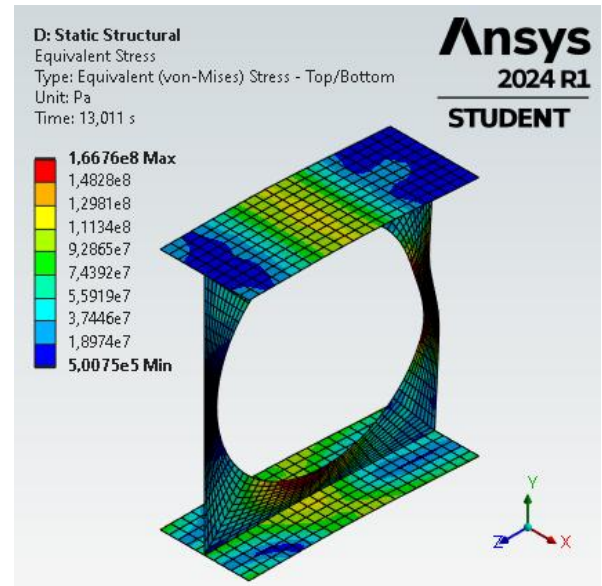
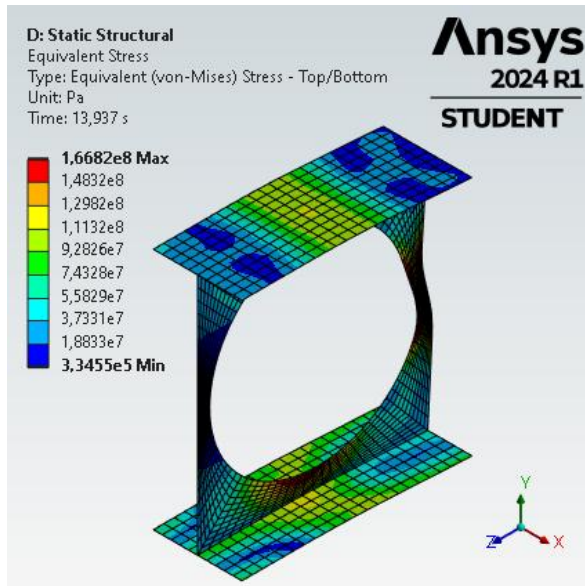


$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

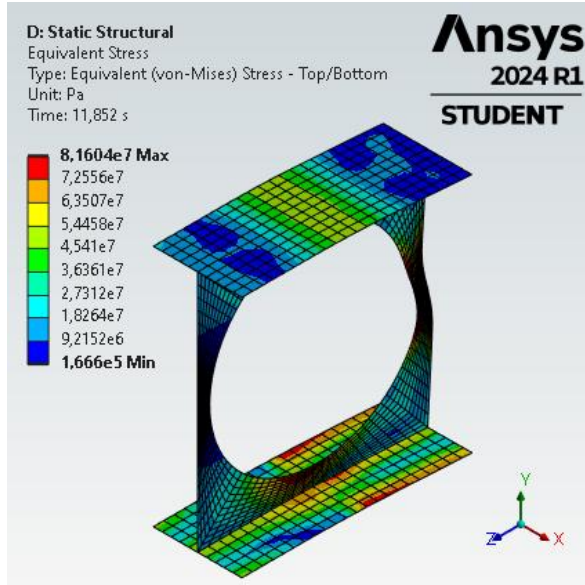
$$a_0 = 256\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$$



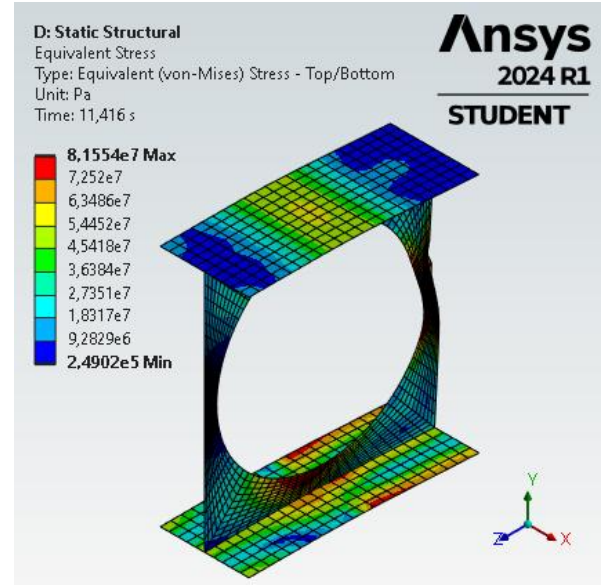
$$a_0 = 256\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$$



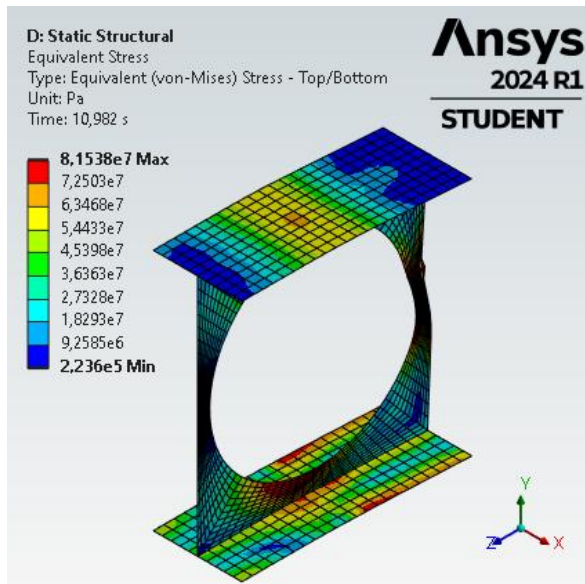
$$a_0 = 256\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$$



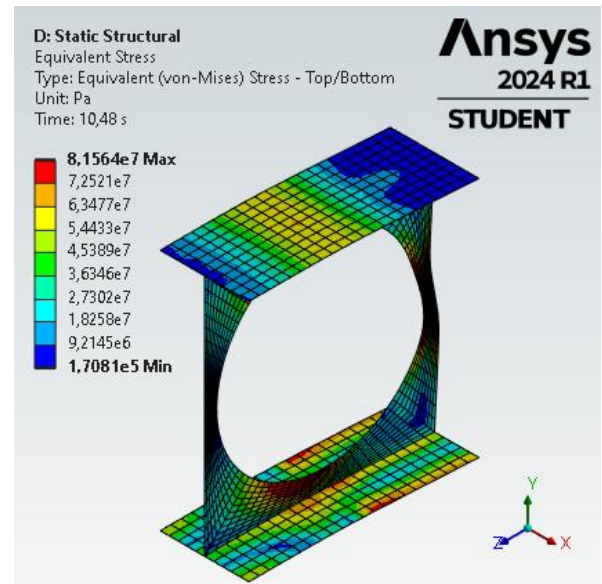
$$V_{Ed} = 0,2 \cdot V_{pl}$$



$$V_{Ed} = 0,4 \cdot V_{pl}$$



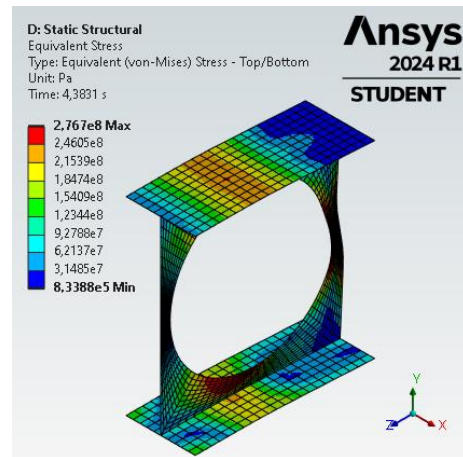
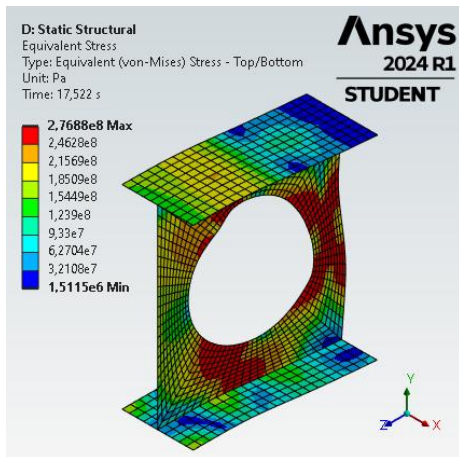
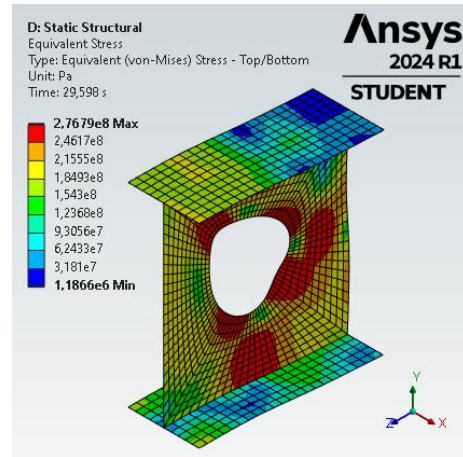
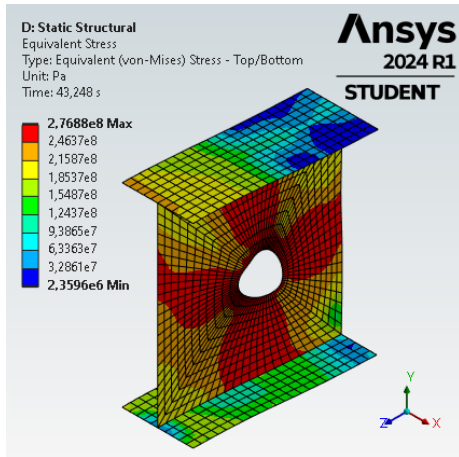
$$V_{Ed} = 0,6 \cdot V_{pl}$$



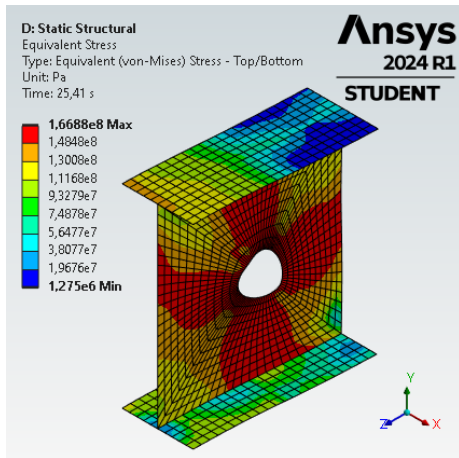
$$V_{Ed} = 0,8 \cdot V_{pl}$$

APÊNDICE C – Esforço cortante plástico máximo em função da temperatura e da configuração geométrica

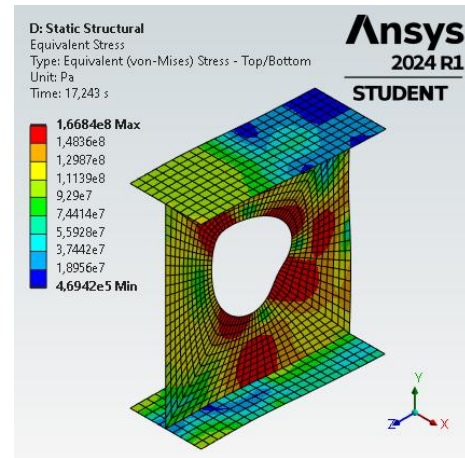
T = 500°C



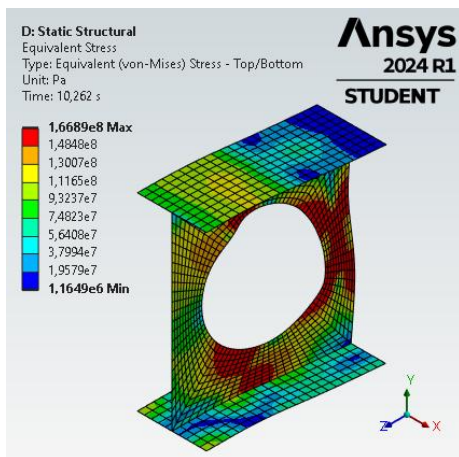
T = 600°C



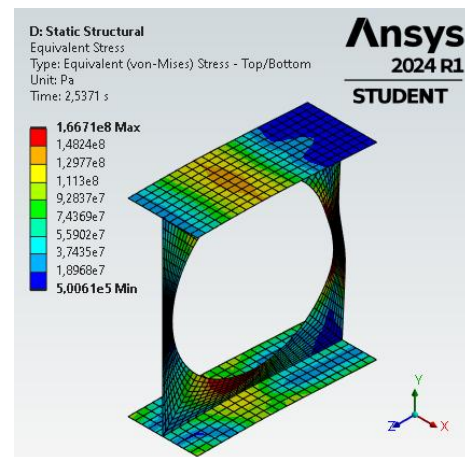
$a_0 = 64mm$



$a_0 = 128mm$

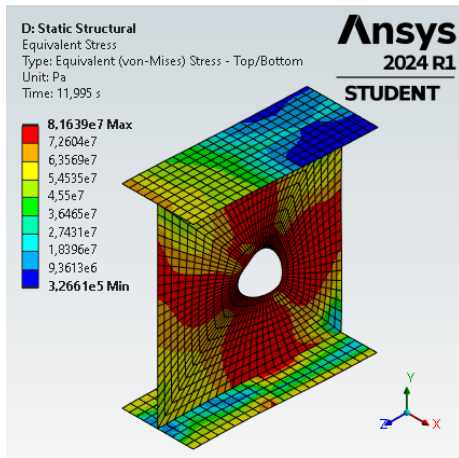


$a_0 = 192mm$

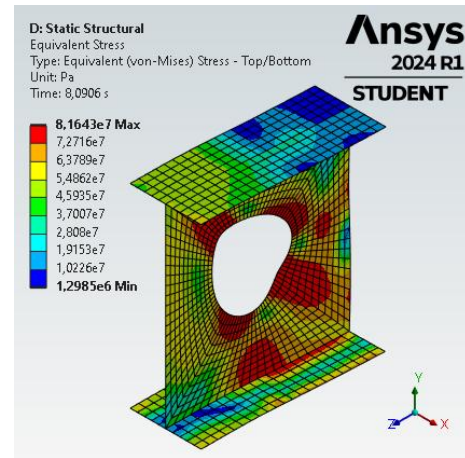


$a_0 = 256mm$

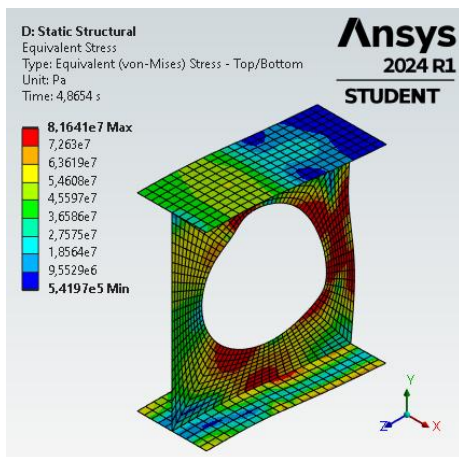
$T = 700^{\circ}\text{C}$



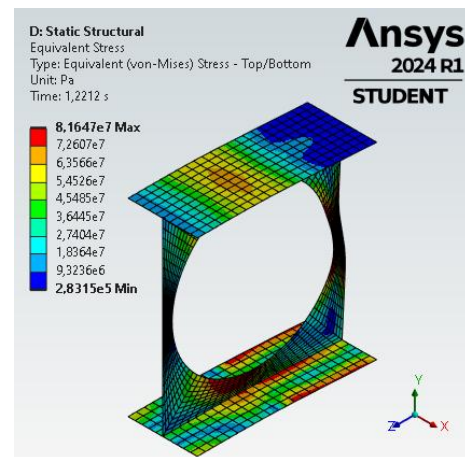
$a_0 = 64\text{mm}$



$a_0 = 128\text{mm}$



$a_0 = 192\text{mm}$



$a_0 = 256\text{mm}$

APÊNDICE D – Tabelas de interação momento fletor–esforço cortante para diferentes configurações e temperaturas

$a_0 = 64\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$							
V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	70,48	120962,00	120962	0,77	1,00	1,19
0,10	31552,50	70,62	121242,00	117203,28	0,75	1,00	1,16
0,20	63105,00	70,32	120630,00	112552,56	0,72	1,00	1,13
0,30	94657,50	69,92	119834,00	107717,84	0,69	1,00	1,10
0,40	126210,00	68,94	117882,00	101727,12	0,65	1,00	1,07
0,50	157762,50	67,80	115592,00	95398,4	0,61	1,00	1,04
0,60	189315,00	66,19	112382,00	88149,68	0,56	0,95	0,97
0,70	220867,50	63,70	107390,00	79118,96	0,50	0,79	0,79
0,80	252420,00	60,67	101346,00	69036,24	0,44	0,55	0,39
0,90	283972,50	49,35	78690,00	42341,52	0,27	0,27	-1,05
1,00	315525,00	10,00	0,00	-40387,2	-0,26	0,00	

$a_0 = 128\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$							
V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	69,52	119042,00	119042	0,79	1,00	1,16
0,10	22055,00	69,68	119356,00	116532,96	0,77	1,00	1,12
0,20	44110,00	69,54	119074,00	113427,92	0,75	1,00	1,08
0,30	66165,00	69,12	118230,00	109760,88	0,73	1,00	1,03
0,40	88220,00	68,89	117774,00	106481,84	0,71	1,00	0,99
0,50	110275,00	68,64	117270,00	103154,8	0,68	1,00	0,95
0,60	132330,00	67,65	115306,00	98367,76	0,65	0,95	0,86
0,70	154385,00	61,34	102670,00	82908,72	0,55	0,81	0,66
0,80	176440,00	47,05	74090,00	51505,68	0,34	0,59	0,20
0,90	198495,00	30,72	41448,00	16040,64	0,11	0,31	-1,31
1,00	220550,00	10,00	0,00	-28230,4	-0,19	0,00	

$a_0 = 192\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$							
V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	67,92	115836,00	115836	0,83	1,00	1,10
0,10	11536,00	64,43	108850,00	107373,39	0,77	1,00	1,05
0,20	23072,00	59,35	98692,00	95738,784	0,68	1,00	0,99
0,30	34608,00	55,32	90636,00	86206,176	0,62	1,00	0,94
0,40	46144,00	49,53	79052,00	73145,568	0,52	1,00	0,88

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

0,50	57680,00	44,99	69984,00	62600,96	0,45	1,00	0,83
0,60	69216,00	37,64	55272,00	46412,352	0,33	0,96	0,72
0,70	80752,00	31,20	42398,00	32061,744	0,23	0,83	0,49
0,80	92288,00	23,58	27162,00	15349,136	0,11	0,62	-0,04
0,90	103824,00	18,60	17190,00	3900,528	0,03	0,34	-1,52
1,00	115360,00	10,00	0,00	-14766,08	-0,11	0,00	

$a_0 = 256\text{mm} - T = 20^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	22,33	24652,00	24652	0,20	1,00	1,00
0,10	3095,45	21,33	22658,00	22261,782	0,18	1,00	0,93
0,20	6190,90	20,23	20454,00	19661,565	0,16	1,00	0,86
0,30	9286,35	19,10	18200,00	17011,347	0,14	1,00	0,79
0,40	12381,80	17,94	15874,00	14289,13	0,11	1,00	0,73
0,50	15477,25	16,73	13450,00	11468,912	0,09	1,00	0,66
0,60	18572,70	15,46	10926,00	8548,6944	0,07	0,96	0,56
0,70	21668,15	14,15	8300,00	5526,4768	0,04	0,84	0,40
0,80	24763,60	12,81	5620,00	2450,2592	0,02	0,64	0,11
0,90	27859,05	11,37	2738,00	-827,9584	-0,01	0,36	-0,50
1,00	30954,50	10,00	0,00	-3962,176	-0,03	0,00	

$a_0 = 64\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	55,61	91216,00	91216	0,74	1,00	1,19
0,10	21624,00	55,94	91870,00	89102,128	0,73	1,00	1,16
0,20	43248,00	55,93	91858,00	86322,256	0,70	1,00	1,13
0,30	64872,00	55,86	91720,00	83416,384	0,68	1,00	1,10
0,40	86496,00	55,42	90838,00	79766,512	0,65	1,00	1,07
0,50	108120,00	54,84	89670,00	75830,64	0,62	1,00	1,04
0,60	129744,00	53,91	87826,00	71218,768	0,58	0,95	0,97
0,70	151368,00	52,76	85510,00	66134,896	0,54	0,79	0,79
0,80	172992,00	51,36	82728,00	60585,024	0,49	0,55	0,39
0,90	194616,00	39,53	59064,00	34153,152	0,28	0,27	-1,05
1,00	216240,00	10,00	0,00	-27678,72	-0,23	0,00	

$a_0 = 128\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	55,08	90156,00	90156	0,77	1,00	1,16
0,10	14799,00	55,21	90426,00	88531,728	0,75	1,00	1,12
0,20	29598,00	55,21	90410,00	86621,456	0,74	1,00	1,08
0,30	44397,00	55,21	90426,00	84743,184	0,72	1,00	1,03
0,40	59196,00	55,19	90388,00	82810,912	0,70	1,00	0,99

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

0,50	73995,00	54,94	89876,00	80404,64	0,68	1,00	0,95
0,60	88794,00	54,62	89230,00	77864,368	0,66	0,95	0,86
0,70	103593,00	49,50	78996,00	65736,096	0,56	0,81	0,66
0,80	118392,00	40,72	61436,00	46281,824	0,39	0,59	0,20
0,90	133191,00	29,35	38692,00	21643,552	0,18	0,31	-1,31
1,00	147990,00	10,00	-8,60	-18951,32	-0,16	0,00	

$a_0 = 192\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	52,33	84650,00	84650	0,78	1,00	1,10
0,10	8761,00	49,14	78284,00	77162,592	0,71	1,00	1,05
0,20	17522,00	46,04	72072,00	69829,184	0,64	1,00	0,99
0,30	26283,00	42,91	65826,00	62461,776	0,57	1,00	0,94
0,40	35044,00	38,85	57692,00	53206,368	0,49	1,00	0,88
0,50	43805,00	35,36	50712,00	45104,96	0,41	1,00	0,83
0,60	52566,00	30,79	41570,00	34841,552	0,32	0,96	0,72
0,70	61327,00	27,72	35434,00	27584,144	0,25	0,83	0,49
0,80	70088,00	22,78	25554,00	16582,736	0,15	0,62	-0,04
0,90	78849,00	16,95	13896,00	3803,328	0,03	0,34	-1,52
1,00	87610,00	10,00	0,00	-11214,08	-0,10	0,00	

$a_0 = 256\text{mm} - T = 500^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	18,35	16694,00	16694	0,17	1,00	1,00
0,10	2191,55	17,58	15154,00	14873,482	0,15	1,00	0,93
0,20	4383,10	16,79	13588,00	13026,963	0,13	1,00	0,86
0,30	6574,65	16,00	11996,00	11154,445	0,11	1,00	0,79
0,40	8766,20	15,17	10332,00	9209,9264	0,09	1,00	0,73
0,50	10957,75	14,35	8708,00	7305,408	0,07	1,00	0,66
0,60	13149,30	13,53	7060,00	5376,8896	0,06	0,96	0,56
0,70	15340,85	12,69	5374,00	3410,3712	0,03	0,84	0,40
0,80	17532,40	12,08	4168,00	1923,8528	0,02	0,64	0,11
0,90	19723,95	10,84	1670,00	-854,6656	-0,01	0,36	-0,50
1,00	21915,50	10,00	0,00	-2805,184	-0,03	0,00	

$a_0 = 64\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	37,37	54734,00	54734	0,74	1,00	1,19
0,10	12705,00	37,63	55266,00	53639,76	0,73	1,00	1,16
0,20	25410,00	37,68	55364,00	52111,52	0,71	1,00	1,13
0,30	38115,00	37,61	55220,00	50341,28	0,68	1,00	1,10
0,40	50820,00	37,36	54728,00	48223,04	0,65	1,00	1,07

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

0,50	63525,00	37,06	54128,00	45996,8	0,62	1,00	1,04
0,60	76230,00	36,52	53040,00	43282,56	0,59	0,95	0,97
0,70	88935,00	35,85	51692,00	40308,32	0,55	0,79	0,79
0,80	101640,00	35,12	50238,00	37228,08	0,50	0,55	0,39
0,90	114345,00	28,15	36304,00	21667,84	0,29	0,27	-1,05
1,00	127050,00	10,00	0,00	-16262,4	-0,22	0,00	

$a_0 = 128\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	37,12	54238,00	54238	0,77	1,00	1,16
0,10	8621,50	37,16	54326,00	53222,448	0,75	1,00	1,12
0,20	17243,00	37,29	54584,00	52376,896	0,74	1,00	1,08
0,30	25864,50	37,29	54584,00	51273,344	0,72	1,00	1,03
0,40	34486,00	37,21	54426,00	50011,792	0,71	1,00	0,99
0,50	43107,50	37,12	54244,00	48726,24	0,69	1,00	0,95
0,60	51729,00	36,93	53866,00	47244,688	0,67	0,95	0,86
0,70	60350,50	33,54	47076,00	39351,136	0,56	0,81	0,66
0,80	68972,00	28,40	36794,00	27965,584	0,39	0,59	0,20
0,90	77593,50	21,42	22832,00	12900,032	0,18	0,31	-1,31
1,00	86215,00	10,00	-8,60	-11044,12	-0,16	0,00	

$a_0 = 192\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	35,32	50640,00	50640	0,77	1,00	1,10
0,10	5131,00	33,66	47320,00	46663,232	0,71	1,00	1,05
0,20	10262,00	31,81	43614,00	42300,464	0,64	1,00	0,99
0,30	15393,00	29,81	39620,00	37649,696	0,57	1,00	0,94
0,40	20524,00	27,11	34224,00	31596,928	0,48	1,00	0,88
0,50	25655,00	25,44	30884,00	27600,16	0,42	1,00	0,83
0,60	30786,00	22,87	25732,00	21791,392	0,33	0,96	0,72
0,70	35917,00	20,77	21530,00	16932,624	0,26	0,83	0,49
0,80	41048,00	17,77	15536,00	10281,856	0,16	0,62	-0,04
0,90	46179,00	14,42	8838,00	2927,088	0,04	0,34	-1,52
1,00	51310,00	10,00	0,00	-6567,68	-0,10	0,00	

$a_0 = 256\text{mm} - T = 600^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	14,83	9668,00	9668	0,16	1,00	1,00
0,10	1268,55	14,39	8774,00	8611,6256	0,15	1,00	0,93
0,20	2537,10	13,94	7874,00	7549,2512	0,13	1,00	0,86
0,30	3805,65	13,49	6970,00	6482,8768	0,11	1,00	0,79
0,40	5074,20	13,01	6022,00	5372,5024	0,09	1,00	0,73

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

0,50	6342,75	12,56	5128,00	4316,128	0,07	1,00	0,66
0,60	7611,30	12,09	4180,00	3205,7536	0,05	0,96	0,56
0,70	8879,85	11,55	3106,00	1969,3792	0,03	0,84	0,40
0,80	10148,40	11,06	2126,00	827,0048	0,01	0,64	0,11
0,90	11416,95	10,63	1264,00	-197,3696	0,00	0,36	-0,50
1,00	12685,50	10,00	0,00	-1623,744	-0,03	0,00	

$a_0 = 64\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	22,45	24900,00	24900	0,69	1,00	1,19
0,10	5997,50	22,53	25066,00	24298,32	0,67	1,00	1,16
0,20	11995,00	22,54	25070,00	23534,64	0,65	1,00	1,13
0,30	17992,50	22,55	25096,00	22792,96	0,63	1,00	1,10
0,40	23990,00	22,55	25096,00	22025,28	0,61	1,00	1,07
0,50	29987,50	22,55	25096,00	21257,6	0,59	1,00	1,04
0,60	35985,00	22,55	25096,00	20489,92	0,57	0,95	0,97
0,70	41982,50	22,55	25096,00	19722,24	0,55	0,79	0,79
0,80	47980,00	22,36	24720,00	18578,56	0,51	0,55	0,39
0,90	53977,50	19,59	19184,00	12274,88	0,34	0,27	-1,05
1,00	59975,00	10,00	0,00	-7676,8	-0,21	0,00	

$a_0 = 128\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	21,90	23806,00	23806	0,69	1,00	1,16
0,10	4045,30	22,16	24316,00	23798,202	0,69	1,00	1,12
0,20	8090,60	22,36	24710,00	23674,403	0,68	1,00	1,08
0,30	12135,90	22,50	24996,00	23442,605	0,68	1,00	1,03
0,40	16181,20	22,53	25064,00	22992,806	0,66	1,00	0,99
0,50	20226,50	22,53	25064,00	22475,008	0,65	1,00	0,95
0,60	24271,80	22,53	25066,00	21959,21	0,63	0,95	0,86
0,70	28317,10	21,66	23310,00	19685,411	0,57	0,81	0,66
0,80	32362,40	19,27	18532,00	14389,613	0,42	0,59	0,20
0,90	36407,70	15,80	11604,00	6943,8144	0,20	0,31	-1,31
1,00	40453,00	10,00	-8,60	-5186,584	-0,15	0,00	

$a_0 = 192\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	20,69	21370,00	21370	0,66	1,00	1,10
0,10	2432,70	20,85	21698,00	21386,614	0,66	1,00	1,05
0,20	4865,40	20,71	21418,00	20795,229	0,65	1,00	0,99
0,30	7298,10	19,74	19472,00	18537,843	0,58	1,00	0,94
0,40	9730,80	18,64	17280,00	16034,458	0,50	1,00	0,88

ESTABILIDADE DE VIGAS ALVEOLARES EM SITUAÇÃO DE INCÊNDIO

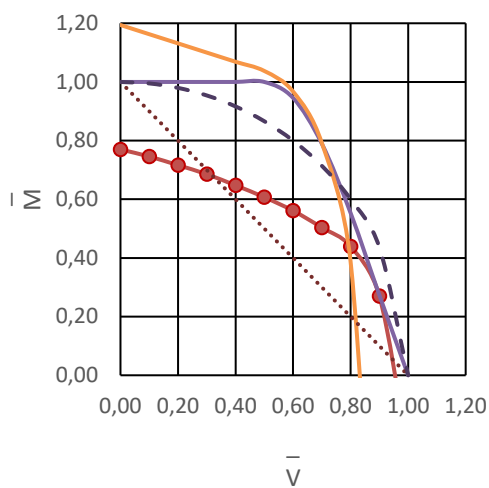
0,50	12163,50	17,54	15070,00	13513,072	0,42	1,00	0,83
0,60	14596,20	16,52	13046,00	11177,686	0,35	0,96	0,72
0,70	17028,90	15,29	10586,00	8406,3008	0,26	0,83	0,49
0,80	19461,60	13,79	7576,00	5084,9152	0,16	0,62	-0,04
0,90	21894,30	11,94	3876,00	1073,5296	0,03	0,34	-1,52
1,00	24327,00	10,00	0,00	-3113,856	-0,10	0,00	

$$a_0 = 256\text{mm} - T = 700^\circ\text{C}$$

V	V_{Ed} [N]	t [s]	$M_{Ed,Ansys}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}$ [N.m]	$M_{Ed,furo}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed}/$ $M_{pl,2T}$	$M_{Ed,Vierendel}/$ $M_{pl,2T}$
0,00	0,00	12,29	4574,00	4574	0,16	1,00	1,00
0,10	610,60	12,07	4132,00	4053,8432	0,14	1,00	0,93
0,20	1221,20	11,85	3704,00	3547,6864	0,12	1,00	0,86
0,30	1831,80	11,64	3272,00	3037,5296	0,11	1,00	0,79
0,40	2442,40	11,42	2832,00	2519,3728	0,09	1,00	0,73
0,50	3053,00	11,19	2374,00	1983,216	0,07	1,00	0,66
0,60	3663,60	10,98	1964,00	1495,0592	0,05	0,96	0,56
0,70	4274,20	10,68	1368,00	820,9024	0,03	0,84	0,40
0,80	4884,80	10,48	960,00	334,7456	0,01	0,64	0,11
0,90	5495,40	10,23	454,00	-249,4112	-0,01	0,36	-0,50
1,00	6106,00	10,00	0,00	-781,568	-0,03	0,00	

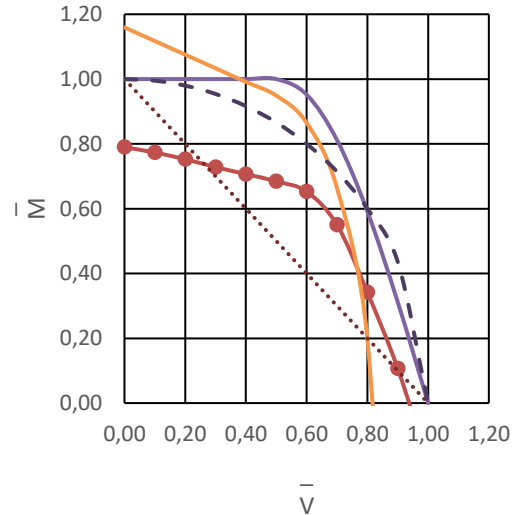
APÊNDICE E – Gráficos de interação momento fletor–esforço cortante para diferentes configurações e temperaturas

T = 20°C



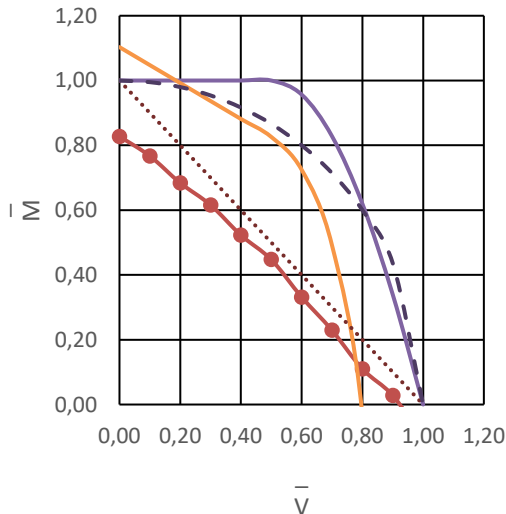
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - Quadrática

$a_0 = 64mm$



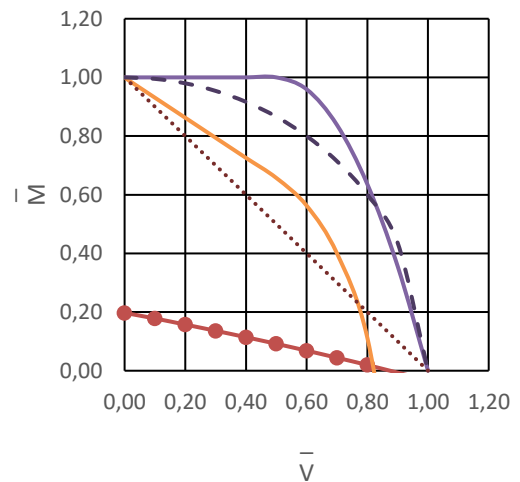
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - Quadrática

$a_0 = 128mm$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - Quadrática

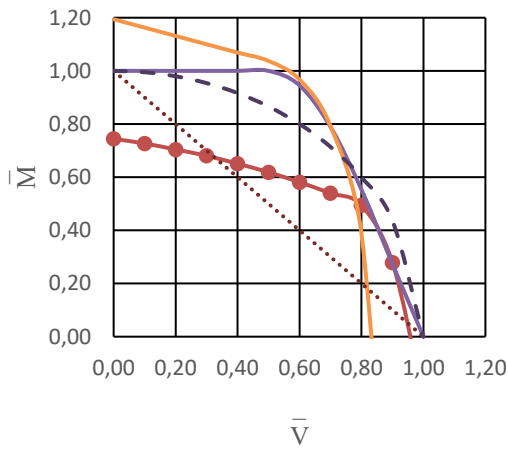
$a_0 = 192mm$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - Quadrática

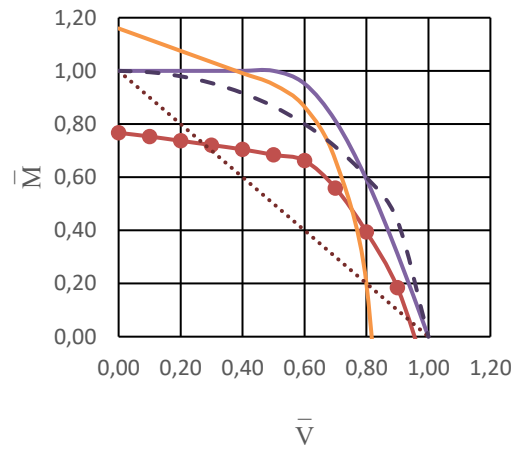
$a_0 = 256mm$

T = 500°C



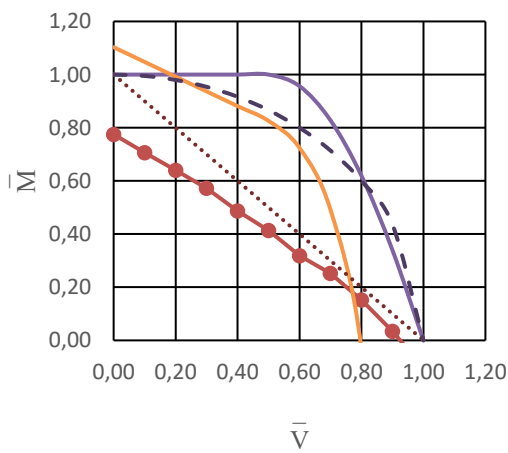
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 64mm$



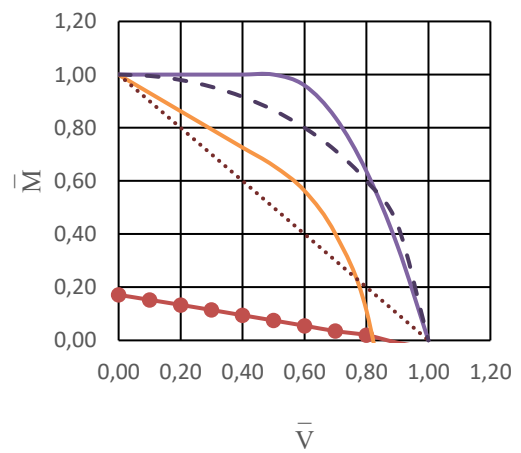
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 128mm$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

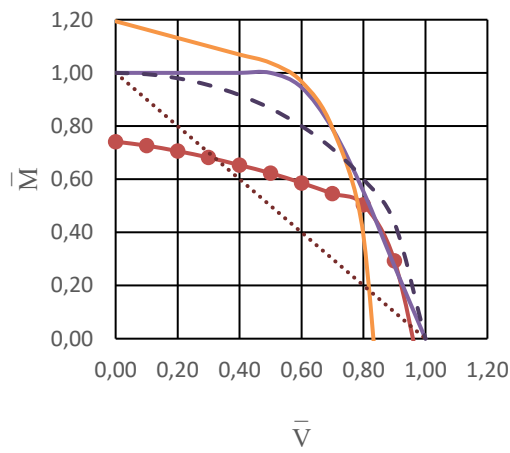
$a_0 = 192mm$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

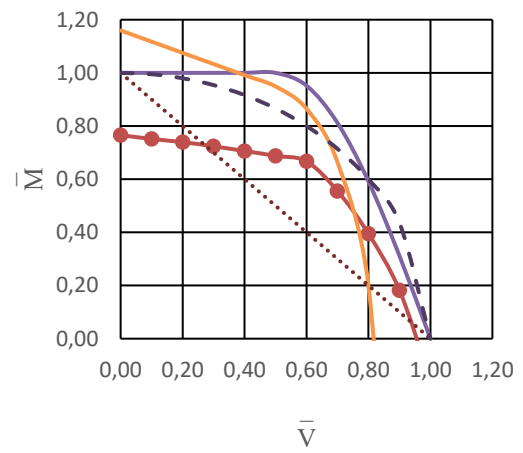
$a_0 = 256mm$

$T = 600^{\circ}\text{C}$



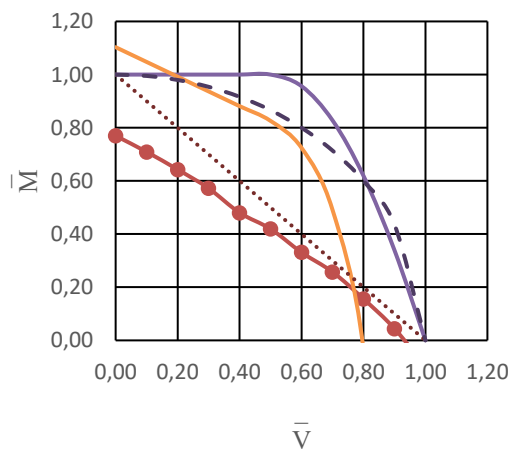
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 64\text{mm}$



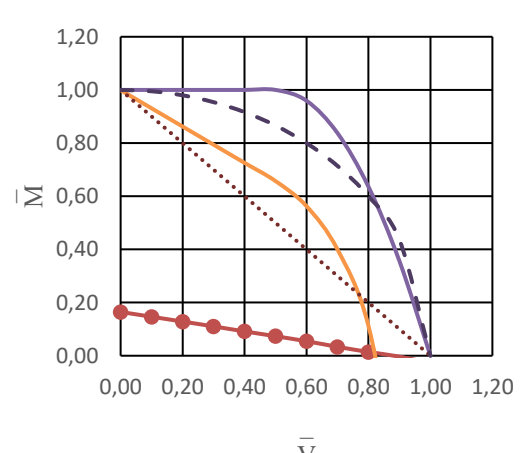
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 128\text{mm}$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

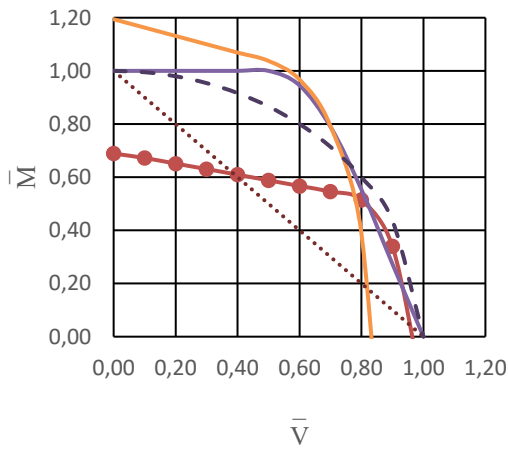
$a_0 = 192\text{mm}$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

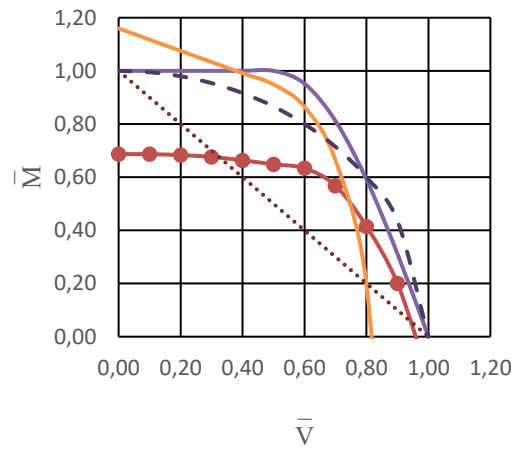
$a_0 = 256\text{mm}$

T = 700°C



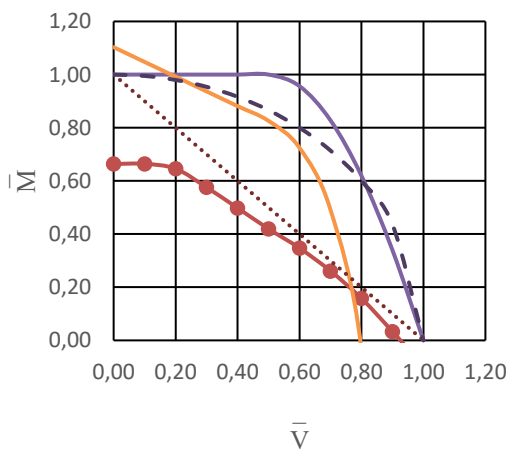
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 64mm$



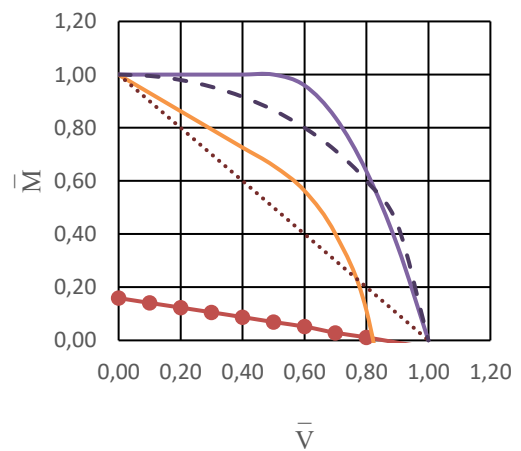
● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 128mm$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 192mm$



● ANSYS — 2T
— Vierendeel ⋯ Linear
- - - Quadrática

$a_0 = 256mm$