UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

MENSURAÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM PERFIS CASTELADOS DE AÇO ASTM A572 GR60 E AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE SUA INFLUÊNCIA NA ESTABILIDADE DE VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO

MARINGÁ
2026

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ
CENTRO DE TECNOLOGIA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

MENSURAÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM PERFIS CASTELADOS DE AÇO ASTM A572 GR60 E AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE SUA INFLUÊNCIA NA ESTABILIDADE DE VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO

Dissertação apresentada como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Mestre em Engenharia Civil do Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá.
Área de concentração Estruturas e Geotecnia.

Discente: Milena Cardozo
Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins
Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi
Coorientador: Prof. Dr. Vinicius Moura de Oliveira

MARINGÁ
2026

Dados Internacionais de Catalogação-na-Publicação (CIP)
(Biblioteca Central Maria Grazia Zolet - UEM, Maringá - PR, Brasil)

Cardozo, Milena

C268m Mensuração de tensões residuais em perfis castelados de aço ASTM a572 Gr60 e avaliação numérica de sua influência na estabilidade de vigas mistas de aço e concreto / Milena Cardozo. -- Maringá, PR, 2026.

185 f. : il. color., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.
Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi.
Coorientador: Prof. Dr. Vinicius Moura de Oliveira.
Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2026.

1. Perfis castelados. 2. Tensões residuais. 3. Vigas casteladas mistas. 4. Vigas - Método do seccionamento. I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Rossi, Alexandre, coorient. III. Oliveira, Vinicius Moura de, coorient. IV. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. V. Título.

CDD 23.ed. 624.1821

Elaine Cristina Soares Lira - CRB-9/1202

MILENA CARDOZO

MENSURAÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS EM PERFIS CASTELADOS DE AÇO ASTM A572 GR60 E AVALIAÇÃO NUMÉRICA DE SUA INFLUÊNCIA NA ESTABILIDADE DE VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 01/06/2026, julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL e aprovada em sua forma final, como requisito parcial para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL DA UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ

Documento assinado digitalmente
gov.br
CARLOS HUMBERTO MARTINS
Data: 27/07/2026 07:59:57-0300
Verifique em https://validar.iti.gov.br

BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Carlos Humberto Martins
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá
Professor Orientador

Documento assinado digitalmente
gov.br
ALEXANDRE ROSSI
Data: 27/07/2026 09:22:38-0300
Verifique em https://validar.iti.gov.br

Prof. Dr. Alexandre Rossi
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá
Professor Coorientador

Documento assinado digitalmente
gov.br
VINICIUS MOURA DE OLIVEIRA
Data: 27/07/2026 11:02:54-0300
Verifique em https://validar.iti.gov.br

Prof. Dr. Vinicius Moura de Oliveira
Departamento em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá
Professor Coorientador

Documento assinado digitalmente
gov.br
RENATO SILVA NICOLETTI
Data: 27/07/2026 11:54:25-0300
Verifique em https://validar.iti.gov.br

Prof. Dr. Renato Silva Nicoletti
Escola de Engenharia de São Carlos
Universidade de São Paulo

Documento assinado digitalmente
gov.br
EMERSON ALEXANDRO BOLANDIM
Data: 27/07/2026 12:10:09-0300
Verifique em https://validar.iti.gov.br

Prof. Dr. Emerson Alexandro Bolandim
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual Paulista

AGRADECIMENTOS

Agradeço, em primeiro lugar, a Deus, a Jesus Cristo e à Maria Santíssima, pela infinita bondade em conduzir meus caminhos, pela proteção constante e pela graça de concluir mais uma etapa de minha trajetória acadêmica. Sou profundamente grata pelas pessoas e oportunidades que o Senhor colocou em minha vida.

À minha família, José, Maria e Emilly, expresso minha sincera gratidão pelo apoio incondicional e pelo incentivo permanente à busca pelo conhecimento e pela educação. Me ensinaram que o saber é algo que ninguém pode nos tirar, despertando em mim o desejo contínuo de aprender e evoluir. Serei sempre grata por toda a dedicação e investimento que fizeram em minha trajetória.

Ao meu namorado, Bruno, agradeço por permanecer ao meu lado em todos os momentos, tanto nos mais desafiadores e estressantes quanto nos de alegria e celebração. Sua companhia, parceria e apoio na realização dos meus sonhos e objetivos, bem como nas experiências que compartilhamos, são essenciais para mim.

Às minhas amizades, que compartilharam comigo parte desta jornada, deixo também meu carinho e reconhecimento, tanto às de longa data quanto às mais recentes. Em especial, às amizades da graduação, Amanda, Carolina, Ellen, Eloísa, Luana, Maria Ofélia, Mayla, Gustavo Sodoski e Thayna. Espero ter contribuído positivamente para suas vidas assim como vocês contribuíram para a minha.

Aos meus orientadores, Carlos Humberto Martins, Alexandre Rossi e Vinícius Moura, registro minha profunda gratidão pelo constante apoio ao longo deste trabalho e pela confiança em minha capacidade de desenvolvê-lo. Seus conselhos e palavras de incentivo foram determinantes para meu crescimento acadêmico, profissional e pessoal.

Agradeço, ainda, aos professores e à equipe do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil e do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá, pela oportunidade e pelo ambiente acadêmico proporcionado para o desenvolvimento desta pesquisa. Agradeço também o apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) – Código de Financiamento 001, e do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), pela concessão de recursos que viabilizaram este estudo.

Por fim, registro meus sinceros agradecimentos a todos que, mesmo não mencionados, contribuíram para minha formação e para a concretização desta pesquisa.

“Dai graças ao Senhor porque ele é bom, porque eterna é a sua misericórdia.”

Salmos 118, 1

RESUMO

O uso de estruturas de aço e mistas de aço e concreto tem se intensificado com a industrialização da construção civil. Nesse contexto, imperfeições estruturais, especialmente tensões residuais oriundas de processos de fabricação, influenciam significativamente o comportamento à instabilidade. Em perfis castelados, o corte e a soldagem da alma introduzem ciclos térmicos adicionais modificando o campo de tensões residuais. Este trabalho teve como objetivo determinar experimentalmente as tensões residuais em perfis castelados de aço ASTM A572 Gr60, fabricados a partir do perfil W360x44,6, e avaliar, por meio de modelagem numérica, o comportamento de vigas casteladas mistas submetidas a momento fletor negativo. As tensões residuais foram obtidas pelo método do seccionamento, com uso de extensômetro mecânico, apresentando boa concordância com os padrões da literatura. Modelos numéricos não lineares foram desenvolvidos via software Abaqus, incorporando imperfeições geométricas iniciais e campos de tensões residuais, e validados com base em resultados experimentais da literatura, incluindo estudos de sensibilidade para definição das imperfeições mais representativas em ensaios que utilizaram as mesmas vigas analisadas neste estudo. A melhor concordância com os ensaios experimentais foi obtida com as distribuições aferidas experimentalmente no montante da alma dos perfis, vinculada à imperfeição geométrica de dg/500. Análises de flexão em três e quatro pontos indicaram instabilidade por acoplamento entre Flambagem Lateral com Distorção e Flambagem do Montante da Alma, e Flambagem Lateral com Distorção isolada, respectivamente. As tensões de compressão nas mesas mostraram-se críticas para a capacidade resistente à flexão, evidenciando a importância da caracterização experimental dessas tensões e demonstrando que modelos numéricos que incorporam distribuições representativas são capazes de prever de forma confiável o comportamento à instabilidade.

Palavras-Chaves: Perfis Castelados; Tensões Residuais; ASTM A572 Gr60; Vigas Casteladas Mistas; Método do Seccionamento.

ABSTRACT

The use of steel and steel-concrete composite elements has intensified with the industrialization of the construction industry. In this context, structural imperfections, particularly residual stresses resulting from manufacturing processes, significantly influence instability behavior. In castellated profiles, the cutting and welding of the web introduce additional thermal cycles that alter residual stress distributions. The objective of this study was to experimentally determine the residual stresses in castellated profiles made of ASTM A572 Gr60 steel and to evaluate, through numerical simulations, the behavior of composite castellated beams subjected to hogging bending. Residual stresses were obtained using the sectioning method with a mechanical strain gauge, showing good agreement with literature patterns. Nonlinear numerical models were developed, incorporating initial geometric imperfections and residual stress distributions, and validated based on experimental results from the literature, including sensitivity studies to define the most representative imperfections in the tests that used the same profiles analyzed in this study. The best agreement with the experimental tests was obtained with the experimentally measured distributions on the web-post of the profiles, linked to the geometric imperfection of dg/500. Three and four-point bending analyses indicated instability due to coupling between Lateral Distortional Buckling and Web-Post Buckling, and Lateral Distortional Buckling only, respectively. The compressive stresses in the flanges proved to be critical for the bending resistance, highlighting the importance of experimental characterization of these stresses and demonstrating that numerical models incorporating representative distributions are capable of reliably predicting instability behavior.

Keywords: Castellated Beams; Residual Stresses; ASTM A572 Gr60; Composite Castellated Beams; Sectioning Method.

LISTA DE SÍMBOLOS

A	Área bruta da seção transversal do perfil
A_{ac}	Área comprimida da seção do perfil de aço
A_{at}	Área tracionada da seção do perfil de aço
A_f	Área da mesa
A_i	Área da seção das fatias
A_s	Área da seção transversal do metal de solda adicionado
A_{sl}	Área da armadura longitudinal dentro da largura efetiva da laje de concreto
C_{dist}	Coeficiente referente à distribuição do momento negativo
C_i	Força axial que comprime o tê inferior na seção de uma viga alveolar mista
D_0	Altura da abertura da seção
E	Módulo de elasticidade do aço
E_{c1}	Módulo secante da origem até a tensão de compressão no pico
E_{cm}	Módulo de elasticidade secante do concreto
E_f	Módulo de elasticidade da fibra
$(E\ I)_2$	Rigidez à flexão da laje de concreto ou mista fissurada
G	Módulo de cisalhamento do perfil de aço
G_f	Energia da fratura
$I_{af,y}$	Momento de inércia da mesa inferior do perfil de aço com relação ao eixo y
I_{ax}	Momento de inércia da seção de aço em relação ao seu eixo principal de maior inércia
I_w	Constante de empenamento da seção transversal (conceito da teoria de Vlasov)
I_x	Momento de inércia da seção mista na região de momento negativo (perfil de aço mais armadura da laje) em relação ao eixo x
J	Constante de torção do perfil de aço
J_{2T}	Constante de torção da seção do duplo tê
J_{2Tm}	Constante de torção média entre as seções do montante da alma e do duplo tê
J_m	Constante de torção da seção do montante da alma
K_c	Constante que governa a distância entre os meridianos de compressão e tração e a forma da superfície de falha no plano desviatório;
L	Comprimento da viga (vão)
L_f	Comprimento médio final
$\overline{L_{Tf}}$	Comprimento médio final do corpo de referência
$\overline{L_{Ti}}$	Comprimento médio inicial do corpo de referência
$\overline{L_i}$	Comprimento médio inicial
M_2	Momento fletor de cálculo no primeiro quarto do segmento
M_3	Momento fletor de cálculo no meio do segmento
M_4	Momento fletor de cálculo no último quarto do segmento
M_{cr}	Momento crítico elástico
M_i	Momento fletor na seção duplo tê
M_m^*	Máximo momento fletor de cálculo no segmento
M_o	Momento máximo no vão analisado

$M_{pd,a}$ Menor momento plástico resistente de cálculo, em módulo, nas extremidades do tramo considerado

$M_{pd,b}$ Maior momento plástico resistente de cálculo, em módulo, nas extremidades do tramo considerado

M_{pl} Momento fletor plástico

$M_{pp,d}$ Momento plástico positivo resistente de cálculo da viga mista

M_{Rd} Momento fletor resistente de cálculo

M_{Rk} Momento fletor resistente característico

$M_{u,dist}$ Momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais

$M_{W,Rk}$ Momento fletor resistente à instabilidade no montante de alma característico

$N_{wp,Ed}$ Capacidade resistente à flambagem do montante da alma

$N_{wp,Rd}$ Força axial solicitante no montante da alma

P_{MN} Carga última do modelo numérico

P_{Exp} Carga última do ensaio experimental

P_{Rd} Resistência ao cisalhamento de um conector

S Espaçamento de centro a centro das aberturas

S_x Espaçamento entre conectores ao longo da viga

T_{ds} Resistência à tração de cálculo da armadura longitudinal de reforço

T_i Força axial que traciona o concreto na seção de uma viga alveolar mista

$V_{av,Ed}$ Valor médio das forças cortantes no centro de aberturas adjacentes

V_h Força de cisalhamento horizontal no montante da alma

$V_{Wh,Rk}$ Capacidade resistente ao cisalhamento horizontal

a Distância entre as vigas paralelas

b Largura da chapa

b_f Largura das mesas

b_w Largura do montante da alma

c Distância entre o centro geométrico das barras de reforço e a face superior da seção

c_1 Coeficiente do modelo de Hordijk (1992) para a tração no concreto

c_2 Coeficiente do modelo de Hordijk (1992) para a tração no concreto

c_c Largura do bloco de tensão em relação ao corte

c_{cs} Largura do bloco de tensão em relação ao corte seguido por soldagem

c_s Largura do bloco de tensão em relação à soldagem

c_ε Coeficiente de tensões não equilibradas da seção

d Altura da seção de alma cheia

d_1 Distância do centro geométrico da armadura longitudinal à LNP

d_2 Distância da força de tração, situada no centro geométrico da área tracionada da seção do perfil de aço, à LNP

d_3 Distância da força de compressão, situada no centro geométrico da área comprimida da seção do perfil de aço, à LNP

d_c Distância entre o centroide da parte comprimida da laje e a face superior do perfil de aço

d_f Diâmetro da fibra

d_g Altura total do perfil expandido

f_{b0} Resistência a compressão do concreto em ensaio biaxial

f_{c0}	Resistência a compressão do concreto em ensaio uniaxial
f_{ck}	Resistência característica à compressão cilíndrica do concreto aos 28 dias
f_{cm}	Resistência média à compressão cilíndrica do concreto
f_{ctm}	Resistência média à tração axial do concreto
f_t	Resistência à tração
f_u	Resistência última do aço
f_y	Resistência ao escoamento do aço
f_{yl}	Resistência ao escoamento da armadura longitudinal
h_0	Distância entre os centros geométricos das mesas do perfil do aço
h_{ef}	Altura efetiva da viga alveolar mista
h_w	Altura da alma
h_{wT}	Altura de um tê na seção do duplo tê
k	Coeficiente no cálculo do fator resistente de flambagem com restrições ($\Lambda_{b,dsm}$)
k_1	Rigidez à flexão da laje
k_2	Rigidez à flexão do perfil I de aço
k_{cc1}	Parâmetro de forma (ramo ascendente)
k_{cc2}	Parâmetro de forma (não linearidade)
k_p	Número de plasticidade
k_s	Rigidez rotacional
l_{0m}	Comprimento de abertura equivalente para a constante de torção adaptada
l_e	Comprimento efetivo do segmento no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)
l_{ef}	Comprimento efetivo da abertura
l_f	Comprimento da fibra
n	Número de aberturas de uma viga alveolar
n_1	Número inteiro imediatamente abaixo de (n_{id})
n_2	Número inteiro imediatamente acima de (n_{id})
n_f	Número total de fatias da seção
n_{id}	Coeficiente no cálculo do número de semiondas do modo de flambagem (n_{so})
n_r	Número de conectores ao longo da viga
n_{so}	Número de semiondas do modo de flambagem
p	Fator de eficiência da soldagem
s	Comprimento da parte inclinada da abertura hexagonal
t	Espessura da chapa
t_f	Espessura das mesas
t_w	Espessura da alma
w	Abertura de fissura
w_0	Abertura de fissura crítica no pico
w_c	Abertura de fissura crítica de ruptura
y_0	Distância entre o centro geométrico do tê e sua borda soldada
y_{LNP}	Posição da LNP em relação ao eixo y
y_{ac}^*	Posição do centro geométrico da área comprimida com a origem na face inferior da seção

y_{at}^{*} Posição do centro geométrico da área tracionada com a origem na face superior da seção

$\bar{y}_{ac}$ Posição do centro geométrico da área comprimida com a origem na face inferior da seção

$\bar{y}_{at}$ Posição do centro geométrico da área tracionada com a origem na face superior da seção

z_{bT} Distância do centroide do tê inferior e a base do perfil de aço

z_{tT} Distância do centroide do tê superior e o topo do perfil de aço

$\Delta N_{bt,Ed}$ Força de tração de projeto no T inferior

$\Delta N_{oc,Ed}$ Força de compressão desenvolvida pelos conectores de cisalhamento colocados entre as linhas centrais de aberturas adjacentes

$\Lambda_{b,dsm}$ Fator resistente de flambagem com restrições, calculado a partir do método de resistência direta

$\Lambda_{b,exp}$ Fator resistente de flambagem com restrições, calculado a partir de resultados experimentais

Λ_{cr} Fator de carga de flambagem elástica

Λ_{pl} Fator de carga limite no plano

Φ_{LT} Imperfeição de oscilação inicial no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)

Ψ Fator de combinação de ações no cálculo de coeficiente referente à distribuição do momento negativo (C_{dist})

α Coeficiente no cálculo da rigidez à flexão da laje

α_1 Coeficiente no cálculo do fator resistente de flambagem com restrições ($\Lambda_{b,dsm}$)

α_2 Coeficiente no cálculo do fator resistente de flambagem com restrições ($\Lambda_{b,dsm}$)

α_{LT} Fator de imperfeição no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)

α_m Fator de modificação do momento no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)

α_s Fator de redução da esbeltez no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)

β Fator de redução de vigas casteladas no cálculo da rigidez à flexão do perfil i de aço

β_{cc} Parâmetro de forma global

β_{vm} Coeficiente no cálculo do momento fletor resistente de cálculo (M_{Rd})

γ_V Coeficiente parcial de segurança

δ Deslocamento lateral da fatia

ε Parâmetro material que depende da tensão de escoamento

$\bar{\varepsilon}$ Deformação corrigida

ε_0 Deformação em virtude da relaxação

ε_c Deformação em virtude da compressão

ε_{c1} Deformação na tensão máxima de compressão

ε_r Deformação líquida em virtude da relaxação

ε_T Deformação em virtude da temperatura

η Deformação normalizada do concreto em compressão

η_b Fator associado à rigidez rotacional do mecanismo U e à viga de aço

η_f Fator de eficiência das fibras

θ	Ângulo da abertura
κ_0	Constante no cálculo da rigidez à flexão do perfil I de aço (k_2) quando esse possui aberturas
κ_g	Fator relacionado à geometria da seção mista no cálculo do momento crítico elástico (M_{cr})
λ_1	Esbelteza de referência para determinar a esbelteza relativa
λ_{wp}	Esbelteza relativa da alma
$\overline{\lambda}$	Esbeltez relativa no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)
$\overline{\lambda}_{LT}$	Parâmetro de esbeltez no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)
μ	Ferramenta matemática utilizada para diminuir a sensibilidade da malha para modelos constitutivos que sofrem comportamento de amolecimento
ν	Coeficiente de Poisson do aço
ξ	Excentricidade da função plástica potencial
ρ_f	Fração volumétrica de fibras
σ_c	Tensão de compressão
σ_{f0}	Tensão máxima de transferência pelas fibras
σ_{rc}	Tensões residuais longitudinais de compressão
σ_{ri}	Tensões residuais das fatias da seção
σ_{rt}	Tensões residuais longitudinais de tração
σ_t	Tensão de tração
τ_{eq}	Tensão de aderência equivalente
χ_{LT}	Fator de redução no cálculo do momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais ($M_{u,dist}$)
χ_{wp}	Fator de redução devido a FMA
ψ	Ângulo de dilatação da função plástica potencial
CNC	Controle Numérico Computadorizado
CV	Coeficiente de variação dos dados
DP	Desvio padrão dos dados
DT	Duplo Tê
FLD	Flambagem Lateral com Distorção
FLT	Flambagem Lateral com Torção
FMA	Flambagem do Montante da Alma
GBT	Teoria Generalizada de Vigas
GMAW	Soldagem a Arco de Metal a Gás
GMNIA	Análise Geometricamente e Materialmente Não Linear com Imperfeições
LNP	Linha Neutra Plástica
MA	Montante da Alma
MD	Média dos dados
MEF	Método dos Elementos Finitos
MFF	Método das Faixas Finitas
MIG	Gás Inerte de Metal
MV	Mecanismo de Vierendeel

PAC	Perfil de Alma Cheia
PAS	Perfil com Padrão Anglo-Saxão
PP	Perfil com Padrão Peiner

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Produção de perfis castelado e celular 20
Figura 1.2 - Metodologia do trabalho 25
Figura 2.1 - Padrões de tensões residuais térmicas em perfis I laminados a quente 29
Figura 2.2 - Linhas de escoamento em uma mesa de um perfil castelado 29
Figura 2.3 - Etapas do método de seccionamento 33
Figura 2.4 - Geometria da curvatura das fatias 35
Figura 2.5 - Tipos de aberturas em vigas alveolares 41
Figura 2.6 - Seções de interesse e parâmetros de uma viga castelada 42
Figura 2.7 - Viga castelada padrão Anglo-Saxão (adaptado de BS 5950-1:2000) 42
Figura 2.8 - Viga castelada padrão Peiner 43
Figura 2.9 - Método de fabricação alternativo para peças celulares 44
Figura 2.10 - Encurvamento das metades de um perfil I após o corte 45
Figura 2.11 - Proposta de tensões residuais para chapas com oxicorte 46
Figura 2.12 - Origem das tensões residuais nas mesas na fabricação de um perfil I soldado 47
Figura 2.13 - Proposta de tensões residuais para uma chapa com solda 48
Figura 2.14 - Modos de falha de vigas alveolares mistas de aço e concreto submetidas a momento negativo 53
Figura 2.15 - Ensaio de flexão de três pontos 54
Figura 2.16 - Aberturas retangulares equivalentes para o cálculo da torção adaptada constante 55
Figura 2.17 - Modelo de estrutura em U 56
Figura 2.18 - Tensões normais e forças resultantes atuantes em uma seção transversal no caso de LNP na alma do perfil 63
Figura 2.19 - Tensões normais e forças resultantes atuantes em uma seção transversal no caso de LNP na mesa superior do perfil 64
Figura 2.20 - Adaptação do modelo do Steel Design Guide 31 para vigas casteladas mistas no caso de momento negativo 68
Figura 2.21 – Forças no montante da alma entre aberturas de acordo com o Eurocode 4 70
Figura 2.22 - Curva tensão deformação com e sem as tensões residuais 74
Figura 3.1 - Fabricação das vigas casteladas 77
Figura 3.2 - Geometria da viga castelada de padrão Peiner (dimensões em mm) 78
Figura 3.3 - Geometria da viga castelada de padrão Anglo-Saxão (dimensões em mm) 78
Figura 3.4 - Geometria da seção original W360x44.6 (dimensões em mm) 78
Figura 3.5 - Extensômetro mecânico 79
Figura 3.6 - Gabarito metálico com pontas cônicas 80
Figura 3.7 - Seções de uma viga castelada 81
Figura 3.8 - Cortes e furos em cada seção de uma viga castelada (dimensões em mm) 82

Figura 3.9 - Processo de seccionamento de uma viga castelada de padrão Peiner..... 83
Figura 3.10 - Processo de perfuração de viga castelada para medição..... 84
Figura 3.11 - Perfurações e identificações das fatias no perfil castelado padrão Anglo-Saxão 85
Figura 3.12 - Medições iniciais 86
Figura 3.13 - Máquina de corte a jato d'água..... 88
Figura 3.14 - Detalhe do jato d'água separando a alma das mesas 89
Figura 3.15 - Procedimento de corte dos perfis por jato d'água..... 90
Figura 3.16 - Resultados da alma no perfil de alma cheia..... 93
Figura 3.17 - Resultados das mesas no perfil de alma cheia 93
Figura 3.18 - Resultados da alma na seção do montante da alma no perfil Peiner 95
Figura 3.19 - Resultados das mesas na seção do montante da alma no perfil Peiner..... 95
Figura 3.20 - Resultados da alma na seção do duplo tê no perfil Peiner..... 96
Figura 3.21 - Resultados das mesas na seção do duplo tê no perfil Peiner 97
Figura 3.22 - Resultados da alma na seção do montante da alma no perfil Anglo-Saxão 98
Figura 3.23 - Resultados das mesas na seção do montante da alma no perfil Anglo-Saxão 99
Figura 3.24 - Resultados da alma na seção do duplo tê no perfil Anglo-Saxão..... 100
Figura 3.25 - Resultados das mesas na seção do duplo tê no perfil Anglo-Saxão 100
Figura 4.1 - Modelo numérico..... 108
Figura 4.2 - Malha do modelo analisado..... 108
Figura 4.3 - Propriedades de contato na seção da viga mista..... 110
Figura 4.4 - Propriedades de contato na laje da viga mista..... 110
Figura 4.5 - Modelos constitutivos do aço 111
Figura 4.6 - Condições de contorno 116
Figura 4.7 - Modelos de distribuição de tensões residuais..... 118
Figura 4.8 – Distribuição simplificada das tensões residuais aferidas 119
Figura 4.9 - Condições de contorno (dimensões em mm)..... 120
Figura 4.10 - Seção transversal (dimensões em mm)..... 120
Figura 4.11 - Resultados da aferição do modelo numérico 122
Figura 4.12 - Deformada da viga B4.2-350-1 122
Figura 4.13 - Modelo experimental com viga celular 123
Figura 4.14 - Modelo experimental com viga castelada..... 123
Figura 4.15 - Detalhamento da geometria dos modelos (dimensões em mm) 124
Figura 4.16 - Detalhamento da seção transversal (dimensões em mm) 124
Figura 4.17 - Resultados da aferição do modelo numérico 126
Figura 4.18 - Deformada dos modelos 126
Figura 4.19 – Ensaio de flexão em três pontos..... 128
Figura 4.20 - Detalhamento longitudinal (dimensões em mm)..... 128
Figura 4.21 - Detalhamento da seção transversal (dimensões em mm) 129
Figura 4.22 – Parâmetros analisados 130

Figura 4.23 – Tensões residuais implementadas como um estado de tensões inicial .. 130
Figura 4.24 - Resultados da aferição do modelo numérico 133
Figura 4.25 – Razões $PMN/PExp$ obtidas 133
Figura 4.26 - Deformada dos modelos 135
Figura 5.1 - Parâmetros analisados..... 138
Figura 5.2 - Configuração do modelo numérico 139
Figura 5.3 - Comparação das curvas carga deslocamento dos modelos..... 140
Figura 5.4 - Parâmetros analisados..... 142
Figura 5.5 - Configuração do modelo numérico 143
Figura 5.6 - Comparação das curvas carga deslocamento dos modelos..... 144

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Classificação dos métodos mais comuns na medição de tensões residuais 30
Tabela 2.2 - Modelos de tensão residual para perfis I laminados..... 37
Tabela 2.3 - Modelo de tensão residual para perfil I alveolar 39
Tabela 2.4 - Coeficiente $Cdist$ para vigas contínuas em função de Ψ 60
Tabela 2.5 - Coeficiente $Cdist$ para vigas contínuas e semicontínuas sem carregamento 60
Tabela 2.6 - Coeficiente $Cdist$ para vigas semicontínuas submetidas a carregamento . 61
Tabela 2.7 - Procedimentos para determinar a capacidade resistente à FLD de vigas mistas de aço-concreto..... 66
Tabela 3.1 - Propriedades nominais do aço das vigas 78
Tabela 3.2 - Resultados do teste de tração axial dos corpos de prova de aço 79
Tabela 4.1 - Tipos e dimensões dos elementos adotados 109
Tabela 4.2 - Parâmetros para o CDP 112
Tabela 4.3 - Deformação última a partir da resistência última a compressão..... 113
Tabela 4.4 - Aproximações das tensões residuais aferidas na viga Anglo-Saxão..... 119
Tabela 4.5 - Aproximações das tensões residuais aferidas na viga Peiner..... 119
Tabela 4.6 - Propriedades geométricas (dimensões em mm)..... 121
Tabela 4.7 - Propriedades mecânicas 121
Tabela 4.8 - Resultados da aferição..... 121
Tabela 4.9 - Propriedades dos materiais..... 125
Tabela 4.10 - Resultados da aferição..... 125
Tabela 4.11 - Propriedades dos materiais..... 129
Tabela 4.12 - Resultados do estudo de sensibilidade 132
Tabela 5.1 - Propriedades dos materiais utilizados 139
Tabela 5.2 - Cargas últimas obtidas nos modelos (valores em kN) 140
Tabela 5.3 - Propriedades dos materiais utilizados 144
Tabela 5.4 - Cargas últimas obtidas nos modelos (valores em kN) 144

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 19

1.1 PROBLEMÁTICA 20

1.2 JUSTIFICATIVA 22

1.3 OBJETIVOS 23

1.4 METODOLOGIA 24

2 ESTADO DA ARTE 26

2.1 TENSÕES RESIDUAIS EM ESTRUTURAS DE AÇO 27

2.1.1 Conceito 27

2.1.2 Tensões residuais em perfis de aço laminados 28

2.1.3 Métodos de medição de tensões residuais 30

2.1.4 Modelos de distribuição de tensões residuais 35

2.2 VIGAS ALVEOLARES 40

2.2.1 Conceito e tipos de aberturas 40

2.2.2 Processo de fabricação 43

2.2.3 Influência do corte e da soldagem no campo de tensões residuais. 44

2.2.4 Tensões residuais em vigas alveolares 48

2.3 COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS ALVEOLARES MISTAS 51

2.3.1 Modos de falha 51

2.3.2 Procedimentos de cálculo e prescrições normativas 54

2.3.3 Influência das tensões residuais no comportamento estrutural 73

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL 75

3.1 ENSAIO DE SECCIONAMENTO 76

3.1.1 Geometria e materiais 76

3.1.2 Instrumentação 79

3.1.3 Metodologia do ensaio 80

3.2 RESULTADOS E DISCUSSÕES 92
3.2.1 Medições 92
3.2.2 Distribuições de tensões residuais nos perfis 93
3.2.3 Discussões 101
4 ESTUDO NUMÉRICO 104
4.1 O MODELO NUMÉRICO 105
4.1.1 Modelagem numérica de estruturas de aço segundo o Eurocode 3 106
4.1.2 Geometria, elemento finito e critérios para geração da malha 107
4.1.3 Interação entre os materiais 109
4.1.4 Modelos constitutivos 110
4.1.5 Condições de contorno 115
4.1.6 Imperfeições iniciais 117
4.1.7 Implementação das distribuições de tensões residuais aferidas ... 118
4.2 VALIDAÇÃO NUMÉRICA 120
4.2.1 Modelo de Tong *et al.* (2014) 120
4.2.2 Modelo de Salah (2009) 123
4.3 ESTUDO DE SENSIBILIDADE MODELO DE OLIVEIRA *ET AL.* (2025) 127
5 ANÁLISE COMPARATIVA DAS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS E TENSÕES RESIDUAIS 136
5.1 ESTUDO COMPARATIVO DA FLEXÃO EM TRÊS PONTOS 137
5.2 ESTUDO COMPARATIVO DA FLEXÃO EM QUATRO PONTOS 142
6 CONSIDERAÇÕES FINAIS 146
6.1 CONCLUSÕES 147
6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 150
7 REFERÊNCIAS 151
APÊNDICES 165

1 INTRODUÇÃO

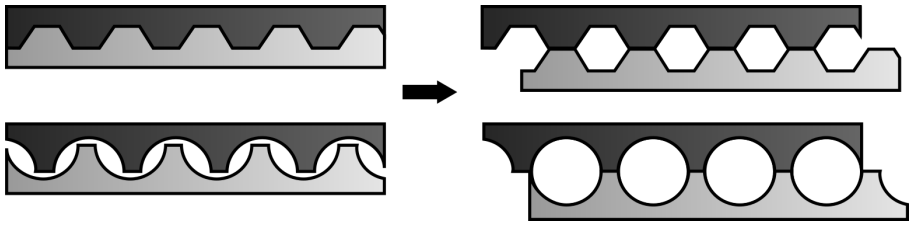
CAPÍTULO 1
INTRODUÇÃO

1.1 PROBLEMÁTICA

A utilização de estruturas de aço e mistas de aço e concreto vem sendo aplicada de forma crescente, principalmente em edifícios esbeltos. De modo a aprimorar esse sistema estrutural, diversos trabalhos têm sido desenvolvidos com o propósito de analisar os efeitos não lineares envolvidos (Thai *et al.*, 2020).

As tensões residuais correspondem a estados de tensão existentes na ausência de carregamentos externos, mantendo-se em equilíbrio estático. Em perfis I laminados, essas tensões são predominantemente de origem térmica, resultantes do resfriamento não uniforme após o processo de laminação, o que gera contrações diferenciais ao longo da seção (Sonck; Van Impe; Belis, 2014). No caso de perfis alveolares, o processo de fabricação envolve corte e soldagem da alma (Figura 1.1), introduzindo ciclos térmicos adicionais que modificam significativamente o campo de tensões residuais. Nessas regiões, formam-se tensões de tração elevadas nas zonas aquecidas, equilibradas por tensões de compressão em áreas adjacentes (Alpsten; Tall, 1969; Lay; Ward, 1969; Spoorenberg; Snijder; Hoenderkamp, 2010).

Figura 1.1 - Produção de perfis castelado e celular



Fonte: Adaptado de Sonck; Van Impe; Belis (2014)

Os perfis alveolares são elementos estruturais derivados de perfis I, caracterizados pela presença de aberturas sequenciais na alma, que podem ser circulares ou hexagonais, originando, respectivamente, perfis celulares ou castelados. Esses perfis apresentam maior rigidez e capacidade resistente à flexão em relação aos perfis originais, além de possibilitarem a passagem de instalações através das aberturas (Sonck; Van Impe; Belis, 2014). Contudo, a presença dessas aberturas altera os mecanismos resistentes e influencia

os modos de falha, tornando o comportamento estrutural mais complexo (Kerdal; Nethercott, 1984).

A determinação das tensões residuais pode ser realizada por diferentes técnicas, classificadas em métodos destrutivos, semidestrutivos e não destrutivos, como o seccionamento, a perfuração e a difração de raios X (Rossini *et al.*, 2012). Na literatura, são identificados três modelos experimentais de tensões residuais aplicáveis a perfis alveolares. O primeiro foi proposto por Sonck (2013) e por Sonck, Boissonnade e Van Impe (2012), o segundo foi desenvolvido por Jia, Yang e Qin (2015), e o último por Peng *et al.* (2025). Adicionalmente, há uma adaptação do modelo da ECCS (1984) para vigas alveolares, proposta por Silva, Dalcanal e Mesquita (2019), que considera exclusivamente a distribuição de tensões residuais na região do perfil em duplo tê, caracterizando-se como uma abordagem teórica.

As vigas mistas são compostas por perfis de aço conectados a lajes de concreto por meio de conectores de cisalhamento, o que proporciona aumento da rigidez e da capacidade resistente à flexão (Chung; Lawson, 2001). De acordo com Johnson (2004), o uso de vigas contínuas permite a execução de relações vão/altura mais elevadas, melhora o desempenho em relação à vibração do piso, controla de forma mais eficaz a abertura de fissuras na superfície das lajes próximas às ligações internas e aumenta a capacidade resistente a altas temperaturas e explosões. Por outro lado, esforços de momento fletor negativo surgem nas regiões próximas a apoios. Assim, o concreto é tracionado, necessitando de armaduras adicionais, e o perfil de aço comprimido, estando sujeito a fenômenos de instabilidade.

A análise de estruturas suscetíveis à instabilidade requer a consideração de imperfeições estruturais, como tensões residuais, e imperfeições geométricas iniciais. Estudos indicam que esses fatores exercem influência significativa na estabilidade global (Ferreira Filho *et al.*, 2022; Tankova *et al.*, 2018 a; 2018 b; 2019; 2021).

Diante disso, a adoção de aços de elevada resistência representa uma abordagem eficiente para reduzir a suscetibilidade a instabilidades, otimizar o desempenho estrutural e racionalizar o uso de materiais. No contexto brasileiro, o nióbio assume papel relevante como elemento de liga na produção desses aços. Trata-se de um metal de transição cujo comportamento metalúrgico permite o desenvolvimento de materiais com propriedades aprimoradas, amplamente aplicáveis em perfis estruturais utilizados em edificações e pontes (Companhia Brasileira de Metalurgia e Mineração, 2024). A adição de pequenas

quantidades de nióbio em ligas metálicas promove um incremento de resistência mecânica de aproximadamente 30%, sem impactar de forma significativa o módulo de elasticidade, o que viabiliza soluções estruturais mais leves. Estudos na literatura evidenciam, ainda, ganhos relevantes em termos de resistência à corrosão e aumento da vida útil dos materiais (Padilha, 1989; Oliveira, 2015; Soldatti, 2015; Benedito, 2023).

Nesse cenário, o emprego de aços ligados ao nióbio na construção civil contribui diretamente para os Objetivos de Desenvolvimento Sustentável 9 e 11, ao favorecer o uso eficiente de recursos, a mitigação de emissões de gases de efeito estufa e a diminuição da pegada de carbono. Adicionalmente, o aumento da durabilidade das estruturas reduz a demanda por intervenções de manutenção ao longo da vida útil, reforçando os benefícios associados à sustentabilidade.

Contudo, apesar dos avanços existentes, não há, até o momento, medições ou modelos de tensões residuais desenvolvidos especificamente para perfis castelados em aço ASTM A572 Gr60, com limite de escoamento característico de 415 MPa.

Diante desse cenário, o presente trabalho tem como objetivo determinar experimentalmente a distribuição de tensões residuais em perfis castelados de aço ASTM A572 Gr60 e incorporá-la em modelos numéricos desenvolvidos no software Abaqus, a fim de analisar o comportamento de vigas mistas de aço e concreto submetidas a momento fletor negativo.

1.2 JUSTIFICATIVA

Apesar da ampla aplicação de perfis castelados em elementos estruturais, observa-se uma lacuna relevante na literatura quanto à caracterização das distribuições de tensões residuais nesses perfis, especialmente por meio de medições experimentais. Até o presente momento, não foram identificados estudos que apresentem dados experimentais de distribuições de tensões residuais em perfis castelados produzidos em aço ASTM A572 Grau 60, o que configura um aspecto inédito no estado da arte.

A utilização de nióbio como elemento de ligação constitui uma estratégia consolidada para o aumento da resistência mecânica dos aços estruturais. Nesse contexto, o aço ASTM A572 Grau 60 foi selecionado por apresentar maior teor de nióbio em comparação ao Grau 50, resultando em propriedades mecânicas superiores, como maior resistência, ductilidade e tenacidade. Tais características favorecem maior capacidade de

deformação antes da ruptura e maior absorção de energia, contribuindo para estruturas mais leves, seguras e duráveis, além de potencializar a eficiência material e a sustentabilidade dos sistemas estruturais.

Entretanto, a ausência de dados experimentais específicos sobre tensões residuais nesse material limita a calibração e a confiabilidade de modelos numéricos. Na prática, recorre-se frequentemente a distribuições de tensões residuais derivadas de outros aços, o que pode introduzir inconsistências na previsão do comportamento estrutural e dos modos de falha.

Diante disso, a realização de estudos experimentais e numéricos voltados à determinação das tensões residuais em perfis castelados de aço ASTM A572 Grau 60 é essencial. A aferição dessas tensões permitirá o aprimoramento da modelagem numérica e a avaliação mais precisa de sua influência na estabilidade e na capacidade resistente de vigas casteladas mistas de aço e concreto. Ressalta-se que investigações acerca desse material e tipologia estrutural são inexistentes na literatura, o que configura este estudo como uma contribuição original e inédita, com potencial para avançar o estado da arte e aumentar a confiabilidade das análises estruturais.

1.3 OBJETIVOS

O presente trabalho tem como objetivo realizar medição das tensões residuais em perfis castelados de aço ASTM A572 Gr60 e analisar numericamente o comportamento de vigas casteladas mistas de aço e concreto submetidas a momento fletor negativo. Busca-se correlacionar os resultados experimentais e numéricos, por meio dos seguintes objetivos específicos:

- Desenvolver uma investigação experimental para a determinação das tensões residuais em perfis I castelados fabricados a partir do perfil W360x44,6, com os padrões de aberturas Peiner e Anglo-Saxão;
- Comparar os resultados obtidos com modelos de distribuição de tensões residuais disponíveis na literatura;
- Avaliar, por meio de análises numéricas e estudos de sensibilidade, a influência das tensões residuais no comportamento de vigas casteladas mistas com padrões de abertura Peiner e Anglo-Saxão, tomando como

referência os ensaios experimentais de vigas mistas alveolares submetidas a momento fletor negativo de Oliveira *et al.* (2025).

1.4 METODOLOGIA

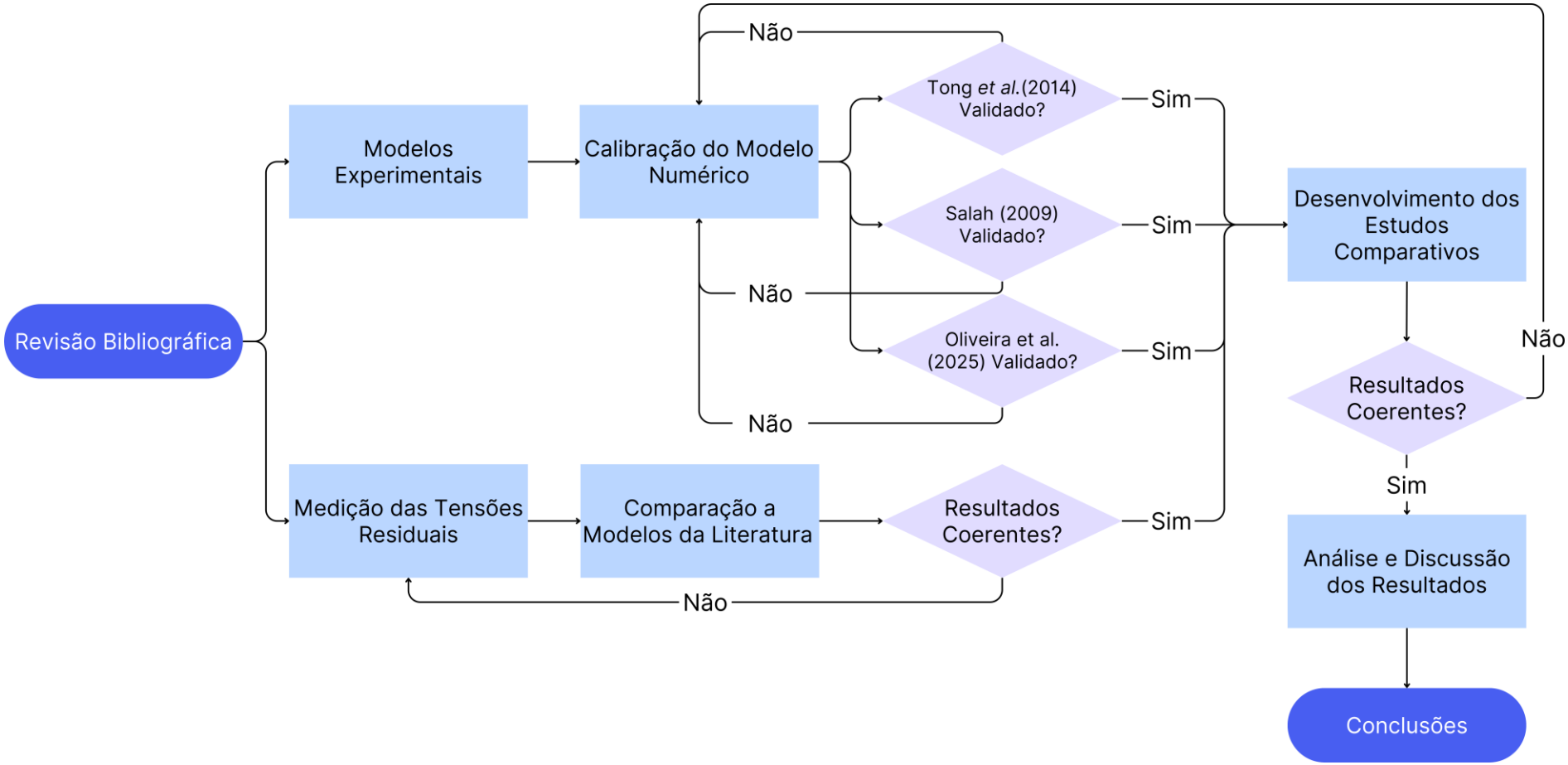
A metodologia adotada foi estruturada em etapas de revisão bibliográfica, investigação experimental e modelagem numérica, apresentadas no fluxograma da Figura 1.2.

Inicialmente, procedeu-se à revisão da literatura para identificação de modelos experimentais e distribuições de tensões residuais reportados. Na etapa experimental, foram avaliados três perfis I de aço ASTM A572 Gr60, sendo um de seção cheia e dois com aberturas hexagonais, nos padrões Peiner e Anglo-Saxão, obtidos a partir de um perfil de alma cheia W360x44,6. As tensões residuais foram determinadas por meio do método de seccionamento, conforme o procedimento descrito por Tebedge, Alpsten e Tall (1973), e os resultados obtidos foram comparados com modelos de distribuição disponíveis na literatura, de modo a verificar sua coerência.

Paralelamente, desenvolveu-se a modelagem numérica no software Abaqus, iniciando-se pela calibração do modelo com base em dados experimentais de referência. A validação foi conduzida considerando os estudos de Salah (2009), Tong *et al.* (2014) e Oliveira *et al.* (2025), além de análises de sensibilidade para avaliação das imperfeições iniciais adotadas no último.

Após a validação do modelo numérico, foram conduzidos estudos comparativos com o objetivo de investigar a influência de diferentes distribuições de tensões residuais no comportamento estrutural de vigas casteladas mistas submetidas ao momento fletor negativo. A análise concentrou-se na avaliação da capacidade resistente à instabilidade, por meio de análises não lineares físicas e geométricas, considerando a presença de imperfeições. Por fim, os resultados foram analisados, servindo de base para a discussão e para a elaboração das conclusões do trabalho.

Figura 1.2 - Metodologia do trabalho



Fonte: A Autora (2026)

2 ESTADO DA ARTE

CAPÍTULO 2
ESTADO DA ARTE

A fundamentação teórica deste trabalho aborda os principais conceitos e mecanismos relacionados às tensões residuais em perfis de aço e sua influência no comportamento estrutural de vigas alveolares mistas. Inicialmente, são apresentados o conceito, a origem e os métodos de medição das tensões residuais, bem como os modelos de distribuição aplicáveis a perfis de alma cheia e alveolares. Em seguida, discute-se a tipologia das vigas alveolares, seus processos de fabricação e os efeitos do corte e da soldagem na redistribuição do campo de tensões. Por fim, são apresentados o comportamento estrutural dessas vigas, os modos de falha, os critérios normativos de verificação, o momento crítico elástico e o momento último resistente à Flambagem Lateral com Distorção e a capacidade resistente à Flambagem do Montante da Alma, com ênfase na influência das tensões residuais sobre a rigidez e a estabilidade, conforme reportado na literatura.

2.1 TENSÕES RESIDUAIS EM ESTRUTURAS DE AÇO

2.1.1 Conceito

As tensões residuais são inerentes a uma peça estrutural, existindo mesmo quando não há cargas externas, mantendo o estado de equilíbrio estático. Nos perfis de aço, essas tensões surgem durante o processo de fabricação dos mesmos, devido as mudanças de temperatura (Szalai; Papp, 2005).

As tensões residuais podem ser definidas, segundo Rossini *et al.* (2012), como macro ou microtensões, que podem coexistir em uma peça ao mesmo tempo, sendo classificadas como:

- Tipo I: Macrotensões residuais que se desenvolvem em uma peça numa escala maior que os grãos do material;
- Tipo II: Microtensões residuais que variam na escala de um grão do material;

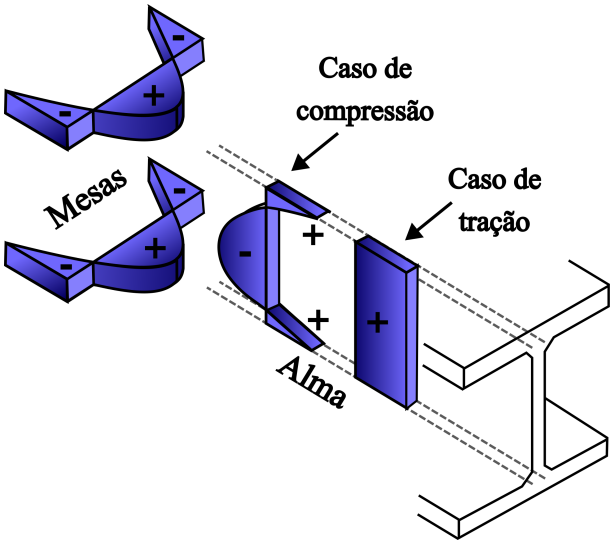
- Tipo III: Microtensões residuais que existem internamente ao grão do material, fundamentalmente como resultado da presença de deslocamentos e outros defeitos cristalinos.

De acordo com Withers e Bhadeshia (2001), para a avaliação da vida útil de componentes de aço, as macrotensões do tipo I são mais importantes, enquanto as tensões dos tipos II e III têm influência mínima.

2.1.2 Tensões residuais em perfis de aço laminados

Lay e Ward (1969) explicam como as tensões residuais de perfis I laminados a quente são gerados a partir do processo de produção, apresentando na Figura 2.1 as duas possibilidades de tensões na alma do perfil, para o caso de compressão e de tração. Quando o perfil sai do laminador com a alma na posição horizontal, as partes finas da alma e as extremidades da mesa esfriam mais rapidamente do que o centro da mesa e a junção entre a alma e a mesa. Como o centro da mesa esfria por último, ele tenta se contrair, mas essa contração é impedida pela alma, que já está fria. Isso cria uma tensão de tração nas extremidades, o que coloca as chapas das mesas em tração. Como resposta, uma linha de compressão é gerada ao longo da alma. O equilíbrio das tensões acontece nas junções entre a alma e as mesas, onde os diagramas de tensão se ajustam localmente. Durante a produção normal, as diferenças de temperatura são minimizadas pelo resfriamento das seções I com as almas na vertical e o armazenamento com as pontas das mesas se tocando.

Figura 2.1 - Padrões de tensões residuais térmicas em perfis I laminados a quente

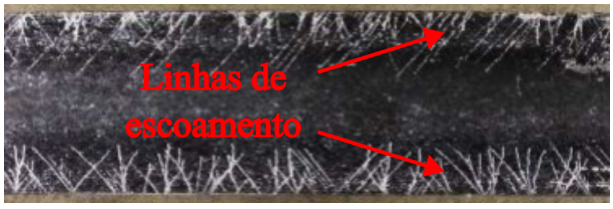


Fonte: Adaptado de Lay e Ward (1969)

Durante o processo de produção dos perfis, as tensões residuais podem atingir a tensão de escoamento do material, que, devido às altas temperaturas, torna-se consideravelmente baixa. Szalai e Papp (2005) evidenciam que, quando isso ocorre, surgem deformações plásticas. Após o resfriamento, essas deformações geram efeitos distintos: no caso de tensões de tração, resultam em um alongamento residual, enquanto, no caso de tensões de compressão, levam a um encolhimento residual.

Após os perfis saírem do laminador e sofrerem um resfriamento não uniforme e vários processos de manuseio mecânico, Lay e Ward (1969) apontam que muitas peças ficam inaceitavelmente fora de esquadro. Isso pode ser corrigido na usina por um processo contínuo de endireitamento por rolos. As peças endireitadas por rolos terão várias linhas de escoamento a 45° na escala granular, desde a ponta das mesas até cerca de um terço do comprimento das mesas, como pode ser observado na Figura 2.2.

Figura 2.2 - Linhas de escoamento em uma mesa de um perfil castelado



Fonte: Sonck (2014)

O processo de correção da retilineidade da peça altera novamente as tensões residuais, resultando em uma grande variabilidade nos padrões possíveis. No entanto, a literatura considera principalmente os padrões mais prejudiciais associados aos processos de produção mais comuns, sem incluir o efeito do endireitamento a frio, que demonstrou ser benéfico para a distribuição das tensões residuais (Sonck, 2014).

As tensões residuais estão presentes em todo o volume do perfil, mas como as componentes longitudinais que estão distribuídos ao longo da seção transversal são muito maiores do que as componentes normais, essas últimas são geralmente desprezadas (Szalai; Papp, 2005).

Segundo Jönsson e Stan (2017), algumas pesquisas experimentais realizadas na década de 1970 mostram que a magnitude das tensões residuais em perfis laminados a quente e soldados tende a ser independente da tensão de escoamento do material, tanto para aços comuns quanto para aços de alta resistência. O último é confirmado por investigações experimentais realizadas por Lee *et al.* (2013). Isso implica que o impacto da tensão residual na flambagem inelástica do aço de alta resistência é menor, conclui o autor. No entanto, segundo Alpsten (1972), a amplitude dessas tensões é maior para perfis I laminados mais largos e pesados, enquanto para perfis I soldados, de acordo com Mcfalls (1967), acontece o inverso.

2.1.3 Métodos de medição de tensões residuais

Existem diferentes métodos para a medição de tensões residuais, classificados em destrutivos, semidestrutivos e não destrutivos, conforme apresentado na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Classificação dos métodos mais comuns na medição de tensões residuais

	Destrutivos	**Semidestrutivos**	**Não destrutivos**
Relaxação	Seccionamento Contorno	Perfuração Núcleo em anel Perfuração profunda	
Difração			Difração de raios X Difração de nêutrons
Ultrassom			Ultrassônico
Magnetismo			Efeito Barkhausen

Fonte: Adaptado de Díaz *et al.* (2021)

Os métodos mecânicos, que são os destrutivos e semidestrutivos, partem do princípio de relaxação do material para a obtenção das tensões originais, sendo o seccionamento, o contorno, a perfuração, o núcleo em anel e a perfuração profunda as principais técnicas desse tipo. Desse modo, esses métodos medem as deformações que a peça sofre, após um alívio das tensões intrínsecas por meio de remoção de material. Em relação aos métodos não destrutivos, existem os de difração de raios X ou de nêutrons, métodos ultrassônicos e métodos magnéticos, que na maioria das vezes medem algum parâmetro relacionado à tensão residual. Alguns métodos, que selecionam amostras de grãos corretamente orientados para a difração, podem também medir as micro tensões residuais (Rossini *et al.*, 2012).

No método de contorno, o corpo de prova é cortado em dois no local em que as tensões residuais precisam ser medidas. Em seguida, as deformações das superfícies cortadas são medidas. Usando um procedimento de elementos finitos, as tensões necessárias para recuperar uma superfície plana são calculadas, obtendo-se assim as tensões residuais (Prime, 2001). Para esse método, são necessárias técnicas de corte e medição muito precisas (Sonck, 2014).

No método de perfuração profunda, a perfuração de um furo em um campo de tensões resulta em deformações elásticas ao redor. A medição das deformações ao redor da abertura, com uma roseta de extensômetros eletrônicos, por exemplo, permite o cálculo das tensões residuais ao redor da abertura. No entanto, de acordo com Acevedo (2011), esse método é menos confiável para tensões residuais superiores a 60% da tensão de escoamento.

O método de seccionamento é considerado o mais tradicional entre os métodos utilizados para medir a tensão residual, segundo Sonck (2014). Nesse processo, a viga é dividida em várias seções longitudinais através de cortes transversais e longitudinais. Ao avaliar a variação de deformação antes e após o corte, é possível calcular a tensão longitudinal em cada seção. A autora afirma que esse procedimento é comumente empregado para a medição da tensão residual em componentes de aço.

No presente trabalho, o método selecionado para a medição de tensões residuais nos perfis castelados de aço ASTM A572 Gr60 foi o método do seccionamento. O método consiste no fatiamento da seção da viga, trata-se de uma metodologia adequada, precisa e econômica, desde que haja cuidado na preparação da amostra e no procedimento de medição. Sua simplicidade e comprovada adequação para medir a tensão residual

longitudinal em peças de aço, conforme Acevedo (2011), o torna um dos métodos mais precisos.

2.1.3.1 Método do seccionamento

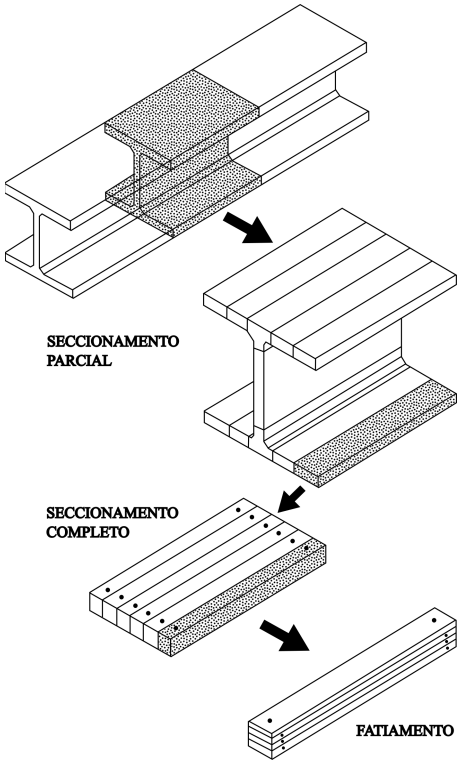
Nesta seção será apresentado o método de seccionamento para medição das tensões residuais, técnica escolhida para realizar os ensaios experimentais do presente trabalho.

Tebedge, Alpsten e Tall (1973) declaram que o método do seccionamento vinha sendo utilizado por décadas e, de fato, na atualidade diversas pesquisas seguem optando por essa técnica, como Ban *et al.* (2013), Cao *et al.* (2024), Chen, Liu e Chan (2023), Ferreira Filho *et al.* (2022), Guo *et al.* (2022), Kyvelou *et al.* (2024), Lebastard *et al.* (2023), Li, Li e Wang (2015), Peng *et al.* (2025), Schaper *et al.* (2022), Sonck, Van Impe e Belis (2014b), Spoorenberg, Snijder e Hoenderkamp (2010), Spoorenberg *et al.* (2013), Tankova *et al.* (2018a, 2018b, 2019, 2021), Tong *et al.* (2023), Unsworth, Driver e Li (2020), Wang, Li e Chen (2012) e Yang *et al.* (2016, 2017,2021).

Quanto a medição das deformações na peça, pode-se utilizar tanto extensômetros eletrônicos quanto um extensômetro mecânico (também chamado de DEMEC ou *Whittemore Gauge*). No estudo de Huber (1956), foram utilizados extensômetros eletrônicos de 1" (25 mm) para medir a deformação residual, os resultados mostraram que não havia diferença significativa em relação às medições feitas com um medidor mecânico de 10" (250 mm).

Kalakoutsky (1888) apresentou um método para a determinação das tensões longitudinais em barras, cortando em fatias longitudinais e medindo a diferença que essas sofriam. Esse método, conhecido como método de seccionamento, se baseia no princípio de que as tensões residuais existentes na peça são aliviadas devido aos vários cortes longitudinais realizados. Isto posto, o método é mais bem empregado em estruturas em que apenas as tensões longitudinais são relevantes. A Figura 2.3 apresenta um esquema com as etapas do processo de seccionamento.

Figura 2.3 - Etapas do método de seccionamento



Fonte: Adaptado de Tebedge, Alpsten e Tall (1973)

Os cortes realizados na viga de aço durante o seccionamento não devem alterar o estado de tensões existente. Estudos reportados na literatura indicam que o corte por jato d'água e o corte por eletroerosão a fio são métodos mais utilizados nesse tipo de ensaio, pois limitam a elevação de temperatura e preservam as propriedades do material.

Numa seção transversal, a distribuição de tensões residuais consegue ser determinada medindo-se a deformação de cada fatia e aplicando-se a Lei de Hooke. Assim, a deformação em virtude da relaxação (ε_0) é medida em cada fatia de acordo com a Equação (2.1).

$$\varepsilon_0 = \left[\frac{\overline{L_f} - \overline{L_\iota}}{\overline{L_\iota}}\right] \qquad \textbf{(2.1)}$$

em que:

$\overline{L_\iota}$ é o comprimento médio inicial;

$\overline{L_f}$ é do comprimento médio final.

Uma das principais fontes de erro durante as medições, segundo Tebedge, Alpsten e Tall (1973), é a mudança de temperatura. Esses erros podem ser praticamente eliminados utilizando um corpo de referência, do mesmo material dos corpos de prova.

Deste modo, a deformação em virtude da temperatura (ε_T) é (medida no corpo de referência) é dada pela Equação (2.2).

$$\varepsilon_T = \left[\frac{\overline{L_{Tf}} - \overline{L_{Ti}}}{\overline{L_{Ti}}}\right] \quad \textbf{(2.2)}$$

em que:

$\overline{L_{Ti}}$ é o comprimento médio inicial;

$\overline{L_{Tf}}$ é o comprimento médio final.

Logo, a deformação líquida devido à relaxação (ε_r) é dada pela Equação (2.3).

$$\varepsilon_r = \varepsilon_0 - \varepsilon_T \quad \textbf{(2.3)}$$

Caso seja observada uma curvatura da fatia, a deformação líquida devido à relaxação (ε_r) é dada pela Equação (2.4).

$$\varepsilon_r = \bar{\varepsilon} - \varepsilon_T \quad \textbf{(2.4)}$$

em que:

$\bar{\varepsilon}$ é a deformação total corrigida.

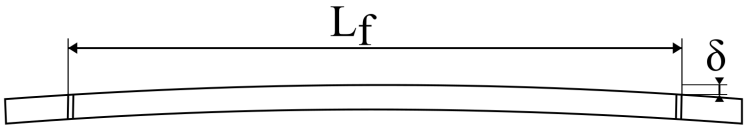
A correção da deformação pode ser feita com o uso de diferentes métodos. Yang *et al.* (2017) constata que os métodos de correção parabólico e da curva circular fornecem resultados quase idênticos. Além disso, o método do endireitamento e a posterior medição das tiras mostraram uma boa concordância com a correção alcançada pelo método da curva circular. Entretanto, os valores são muito maiores do que os calculados pelo método de Tebedge, Alpsten e Tall (1973). Portanto, a deformação corrigida ($\bar{\varepsilon}$) pode ser calculada utilizando o método de correção parabólico de Cui (1983), demonstrado na Equação (2.5).

$$\bar{\varepsilon} = \varepsilon_0 - \frac{40\left(\frac{\delta}{\overline{L_i}}\right)^2 - 96\left(\frac{\delta}{\overline{L_i}}\right)^4}{15} \quad \textbf{(2.5)}$$

em que:

δ é o deslocamento lateral da fatia, como visto na Figura 2.4.

Figura 2.4 - Geometria da curvatura das fatias



Fonte: Adaptado de Yang *et al.* (2017)

Assim, utilizando a Lei de Hooke, a tensão residual (σ_r) na superfície medida é dada pela Equação (2.6).

$$\sigma_r = -E\,\varepsilon_r \qquad \textbf{(2.6)}$$

em que:

E é o módulo de elasticidade do material.

A análise pode ser ainda simplificada ao presumir que as tensões transversais são desprezíveis e que não ocorreram deformações significativas devido ao processo de corte. As tensões residuais formadas apenas devido ao corte dependem, entre muitos outros fatores, do espaçamento dos cortes da serra, da espessura da chapa e da velocidade do corte, destaca Tebedge, Alpsten e Tall (1973).

Para obter bons resultados com o método de seccionamento, é imprescindível realizar uma preparação cuidadosa do corpo de prova, incluindo a localização da seção de teste, a localização dos furos de medição e as posições dos cortes (Tebedge; Alpsten; Tall, 1973).

2.1.4 Modelos de distribuição de tensões residuais

Existem diferentes padrões de distribuição de tensões residuais que tentam representar as formas e magnitudes dessas tensões. Tais modelos teóricos para as distribuições de tensões residuais, são em parte, baseados em medições experimentais. Ainda assim, não existe uma resposta direta para qual padrão utilizar em simulações numéricas (Rossi *et al.*, 2021).

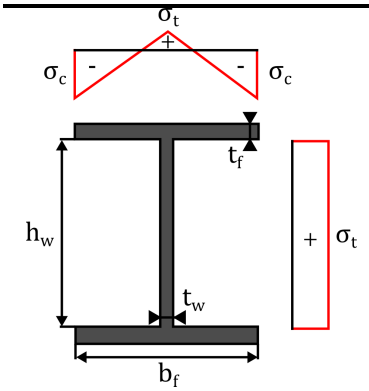
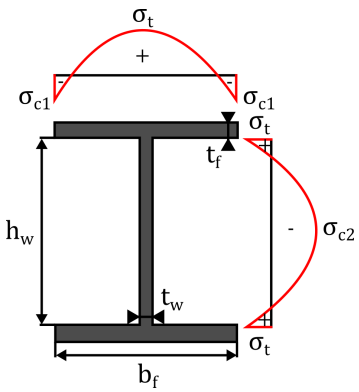
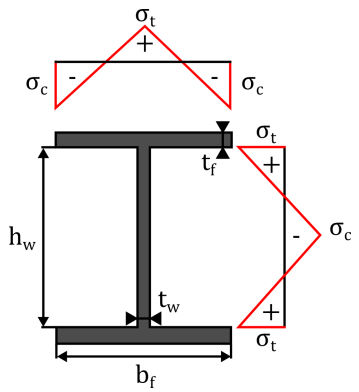
Como a determinação real da tensão residual em vigas de perfil I alveolares é difícil de ser feita, existem algumas estratégias para abranger sua influência. Algumas simulações numéricas adotam uma amplitude maior de imperfeição geométrica inicial (Nseir *et al.*, 2012; Panedpojaman; Sae-Long; Chub-Uppakarn, 2016), outras utilizam os

padrões de seções I de alma cheia, implementando o modelo completo (Ellobody, 2012) ou apenas as tensões residuais das mesas (Kwani; Wijaya, 2017; Oliveira *et al.*, 2022; 2024; Oribi *et al.*, 2023; Silva; Mesquita, 2024, Sonck; Boissonnade; Van Impe, 2012).

2.1.4.1 Perfis de alma cheia

Alguns pesquisadores na área de tensões residuais em seções I laminadas a quente, como Tebedge, Alpsten e Tall (1973), Young (1975) e Szalai e Papp (2005), propuseram uma distribuição parabólica dessas tensões nas mesas e almas, em que sua intensidade depende das dimensões da seção transversal. Já outros autores optaram por padrões de tensão residual com distribuição linear nas mesas, como os propostos por Huber e Beedle (1954), Galambos e Ketter (1959), Galambos (1963) e ECCS (1984). Algumas dessas abordagens são apresentadas na Tabela 2.2.

Tabela 2.2 - Modelos de tensão residual para perfis I laminados

Distribuição	Fonte	Intensidade
	Galambos e Ketter (1959)	$\sigma_t = \left[\frac{b_f t_f}{b_f + t_w(d - 2t_f)}\right] 0{,}3 f_y$ $\sigma_c = 0{,}3 f_y$
	Young (1975)	$\sigma_t = 100\left[-0{,}3 + \frac{d\ t_w}{2\ b_f\ t_f}\right]$ $\sigma_{c1} = 137{,}5\left[2{,}2 - \frac{d\ t_w}{2\ b_f\ t_f}\right]$ $\sigma_{c2} = 83{,}3\left[0{,}8 + \frac{d\ t_w}{2\ b_f\ t_f}\right]$
	ECCS (1984)	$Se \begin{cases} \frac{d}{b_f} \leq 1{,}2 \rightarrow \lvert\sigma_t\rvert = \lvert\sigma_c\rvert = 0{,}5 f_y \\ \frac{d}{b_f} > 1{,}2 \rightarrow \lvert\sigma_t\rvert = \lvert\sigma_c\rvert = 0{,}3 f_y \end{cases}$

Fonte: Adaptado de Rossi (2021)

em que:

σ_t é a tensão de tração;

σ_c é a tensão de compressão;

f_y é a resistência ao escoamento do aço;

b_f é a largura das mesas;

t_f é a espessura das mesas;

t_w é a espessura da alma;

d é a altura da seção de alma cheia;

h_w é a altura da alma.

Este trabalho se concentra na análise das tensões residuais em perfis laminados. Como não são avaliadas seções soldadas, apenas são mencionados os padrões descritos por ECCS (1984), Beg e Hladnik (1996), Barth e White (1998) e Taras (2010).

2.1.4.2 Perfis alveolares

O padrão de tensão residual para peças alveolares de aço desenvolvido por Sonck (2014) e Sonck, Van Impe e Belis (2014b), foi obtido por meio de medições experimentais, utilizando o método de seccionamento. As investigações abordaram testes com seções casteladas e celulares e seus respectivos perfis laminados a quente com aço S275. Os autores recomendam mais investigações com aços de maior resistência para avaliar seu efeito na distribuição de tensão residual dos perfis I alveolares de aço.

Jia, Yang e Qin (2015) realizaram a medição experimental das tensões residuais em vigas alveolares por meio do método de perfuração (furo cego). Foram ensaiadas sete vigas de aço Q235B laminado, incluindo um perfil I de alma cheia e vigas alveolares com variações na geometria das aberturas, circular e hexagonal, na taxa de abertura e no processo de fabricação. Os autores analisaram a influência desses parâmetros na magnitude e na distribuição das tensões residuais. Os resultados indicam que o aumento da taxa de abertura reduz os valores máximos de tensão residual. Observa-se ainda que o processo de fabricação altera significativamente o padrão de distribuição das tensões residuais. Com base nos dados experimentais, os autores apresentaram modelos de distribuição aplicáveis a vigas alveolares obtidas por abertura direta na alma e por corte seguido de soldagem com deslocamento das metades.

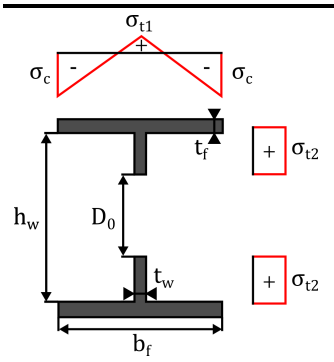
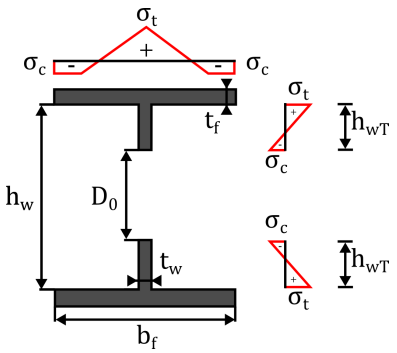
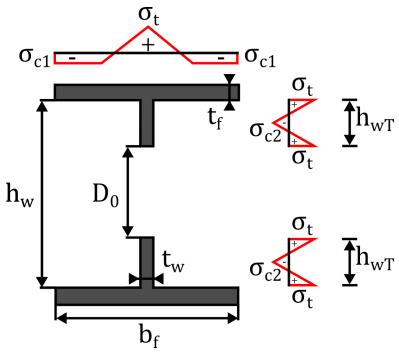
Peng *et al.* (2025) examinaram de forma abrangente as distribuições de tensões residuais ao longo do processo de produção de vigas casteladas. Empregando o método do seccionamento, este estudo estabeleceu distribuições de tensões residuais nas seções de duplo tê e montante de alma, tanto de vigas casteladas cortadas ao meio quanto completas.

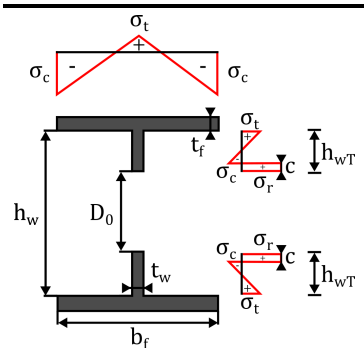
Silva, Dalcanal e Mesquita (2019) propuseram uma adaptação do modelo do ECCS (1984) para vigas alveolares. Os autores consideraram que a introdução das aberturas altera principalmente as tensões residuais na alma, devido à inserção de calor nessa área. Desse modo, nas mesas utilizaram a distribuição linear de tensões residuais, conforme o modelo proposto pela ECCS (1984) para as vigas de alma cheia. Já para a distribuição de

tensões residuais na alma, adotou-se uma distribuição linear com um trecho de tensões de tração constante próximo da abertura devido ao efeito do processo de corte nessa região, semelhante ao modelo proposto pelo ECCS (1976), para uma chapa com uma borda cortada. Por fim, para se atingir o equilíbrio estático, adota-se uma tensão de tração igual à tensão de escoamento em uma faixa estreita próxima ao corte (σ_r), com a largura variável (c).

Essas abordagens são apresentadas na Tabela 2.3.

Tabela 2.3 - Modelo de tensão residual para perfil I alveolar

Distribuição	Fonte	Intensidade
	Sonck (2014) e Sonck, Van Impe e Belis (2014b)	$Se \begin{cases} \frac{d}{b_f} \leq 1{,}2 \rightarrow \sigma_c = -150\ MPa,\ \sigma_{t1} = +100 MPa \\ \frac{d}{b_f} > 1{,}2 \rightarrow \sigma_c = -100\ MPa,\ \sigma_{t1} = +50 MPa \end{cases}$ $\sigma_{t2} = 50\left[\frac{b_f\, t_f}{(d_g - t_f - D_0)t_w}\right]$
	Jia, Yang e Qin (2015)	$\sigma_t = f_y$ $\sigma_c = -0.5\ f_y$
	Peng *et al.* (2025)	$\sigma_t = 0.6\ f_y$ $\sigma_{c1} = -0.2\ f_y$ $\sigma_{c2} = -0.5\ f_y$

Distribuição	Fonte	Intensidade
	Silva, Dalcanal e Mesquita (2019)	$\sigma_t = 0.3\, f_y$ $\sigma_c = \sigma_r \dfrac{c(4\, h_{wT} - c)}{(b-c)^2}$ $\sigma_r = f_y$

Fonte: A Autora (2026)

em que:

d_g é a altura total da seção I expandida;

D_0 é a altura da abertura da seção;

h_{wT} é a altura de um tê na seção do duplo tê.

2.2 VIGAS ALVEOLARES

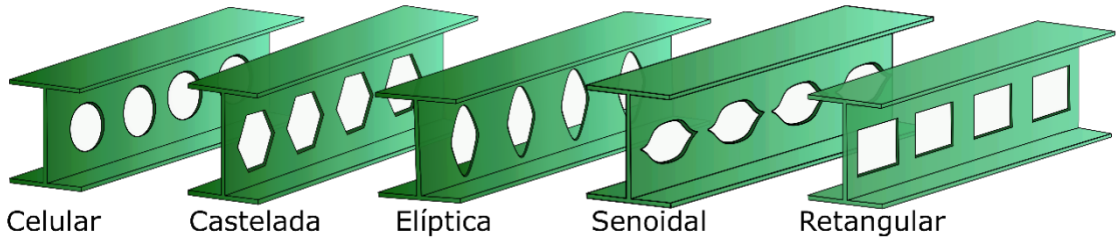
2.2.1 Conceito e tipos de aberturas

As vigas de aço com seções expandidas e aberturas sequenciais na alma foram inicialmente utilizadas em países como os EUA, Japão, Alemanha e Reino Unido para a construção de edifícios, pontes e navios. O conceito de aumentar a rigidez da seção transversal através do corte e da expansão foi introduzido pela primeira vez em 1910 pela Chicago Bridge and Iron Works (Das; Srimani, 1984). Em 1935, Geoffrey Murray Boyd desenvolveu essa ideia na Argentina como uma forma de conseguir vãos maiores sem aumentar o consumo de aço. Boyd continuou o desenvolvimento dessa ideia mais tarde, em 1935, cortando longitudinalmente a alma das vigas de aço e soldando as partes para aumentar a altura da seção transversal (Knowles, 1991). Apesar de ter sido patenteado no Reino Unido, a produção inicial enfrentou desafios devido às limitações de corte e soldagem. Na década de 1940, a utilização das vigas com aberturas sequenciais na alma teve um crescimento na Europa devido às siderúrgicas que produziam com eficiência uma série de tamanhos de perfil com a expansão da seção transversal e a presença de abertura, e aos baixos custos de mão de obra. Contudo, eram menos comuns nas construções em aço na América do Norte, devido aos elevados custos de produção (Megharief, 1997).

A maior vantagem dos componentes alveolares, em relação aos seus perfis paternos de alma cheia, é o aumento da rigidez e da capacidade resistente à flexão. Por isso, são amplamente empregados em estruturas de aço e mistas de aço e concreto, de preferência onde predomina esforços de flexão ou flexo compressão. Além disso, há a possibilidade de passar tubulações através das aberturas em vez de sob as vigas, diminuindo assim a altura do pé direito do pavimento e dessa forma, os custos de construção. Também pode-se citar como uma vantagem estética a aparência mais leve das peças. Todavia, há desvantagens quanto à menor capacidade resistente ao cisalhamento e modos de falha que não ocorrem em perfis de alma cheia. Além disso, os custos de produção são mais altos do que os elementos de seção I com alma cheia (Sonck, 2014).

Atualmente, as vigas alveolares podem apresentar diferentes geometrias de aberturas na alma, como circulares, hexagonais, elípticas, senoidais e retangulares, entre outras variações (Figura 2.5). Entre essas configurações, as mais empregadas são as vigas casteladas, caracterizadas por aberturas hexagonais, e as vigas celulares, que possuem aberturas circulares.

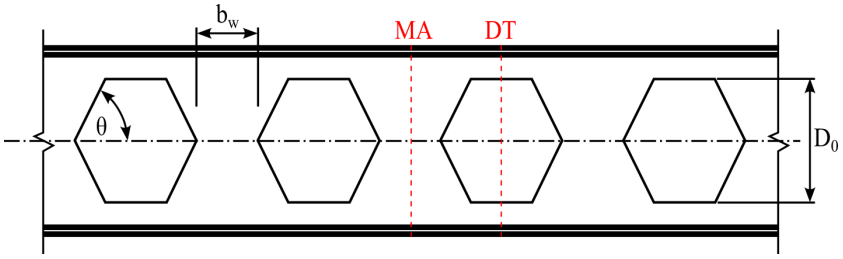
Figura 2.5 - Tipos de aberturas em vigas alveolares



Fonte: Namba (2025)

No contexto do estudo do comportamento estrutural de vigas alveolares, as seções de maior interesse compreendem o Montante da Alma (MA), caracterizado como a região de aço sólido remanescente entre duas aberturas consecutivas, e o Duplo Tê (DT), que corresponde à região localizada no centro de uma abertura. A geometria dessas seções é apresentada na Figura 2.6.

Figura 2.6 - Seções de interesse e parâmetros de uma viga castelada



Fonte: A Autora (2026)

em que:

D_0 é altura da abertura;

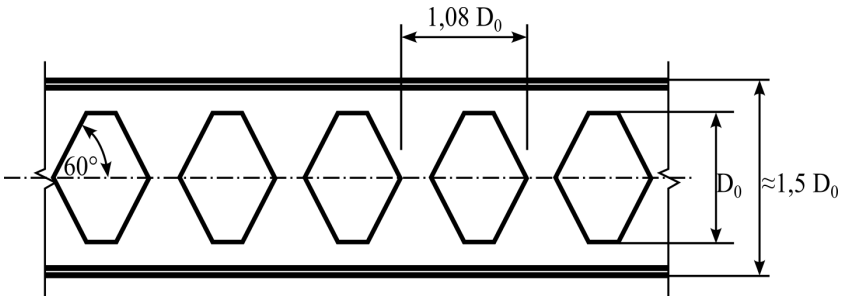
b_w é a largura do montante da alma;

θ é o ângulo da abertura.

Neste estudo, são analisados especificamente os padrões Anglo-Saxão e Peiner. O padrão Anglo-Saxão, conforme a norma BS 5950-1:2000 apresenta aberturas com ângulo de 60°, altura da viga castelada 1,5 vezes a altura original e distância entre aberturas equivalente a 1,08 vezes a altura dessas, com relações geométricas específicas entre largura, altura e projeção horizontal, como visto na Figura 2.7.

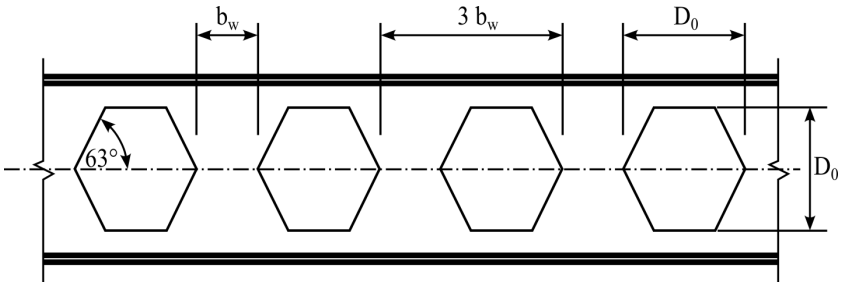
Já o padrão Peiner se destaca pela regularidade dimensional, com a distância entre aberturas equivalente ao triplo da largura mínima do montante, projeção horizontal do lado inclinado da abertura igual à metade dessa largura e a altura e a largura das aberturas iguais, resultando em um ângulo de inclinação de aproximadamente 63° (Figura 2.8).

Figura 2.7 - Viga castelada padrão Anglo-Saxão (adaptado de BS 5950-1:2000)



Fonte: A Autora (2026)

Figura 2.8 - Viga castelada padrão Peiner



Fonte: A Autora (2026)

em que:

D_0 é a altura da abertura da seção;

b_w é a largura do montante da alma.

2.2.2 Processo de fabricação

De acordo com Lawson e Hicks (2011), existem três métodos de fabricação de peças com aberturas largas:

1. Cortando aberturas individuais na alma da peça de perfil I laminada a quente. Geralmente, esse método só é feito para peças com poucas aberturas isoladas.
2. Produzindo vigas com aberturas isoladas ou múltiplas na alma, com a fabricação da seção I, por meio da soldagem de três chapas. Neste caso, as aberturas são cortadas na alma antes ou depois de formar a seção em I.
3. Corte de uma seção em I laminada a quente (a seção mãe) de acordo com um determinado padrão ao longo da alma, após o qual as seções em T resultantes são deslocadas e soldadas novamente. A peça obtida é 40 a 60% mais alta do que a seção mãe de alma cheia.

No caso de perfis celulares, pode-se adotar um método alternativo de fabricação no qual as aberturas hexagonais de uma viga castelada são convertidas em aberturas circulares por meio de corte (Figura 2.9). Esse processo de fabricação não é recomendado devido às altas tensões residuais compressivas nas mesas e à correspondente diminuição da capacidade resistente à instabilidade (Sonck, 2014).

Figura 2.9 - Método de fabricação alternativo para peças celulares



a. Corte com padrão hexagonal na seção original



b. Fabricação da peça castelada



c. Execução de corte circular nas aberturas hexagonais existentes.

Fonte: Sonck (2014)

Sonck (2014) explica que o método de fabricação tem uma grande influência sobre as imperfeições no perfil e, por consequência, na capacidade resistente à instabilidade global. Desse modo, o presente trabalho se concentrará apenas nas peças fabricadas de acordo com o terceiro método.

2.2.3 Influência do corte e da soldagem no campo de tensões residuais

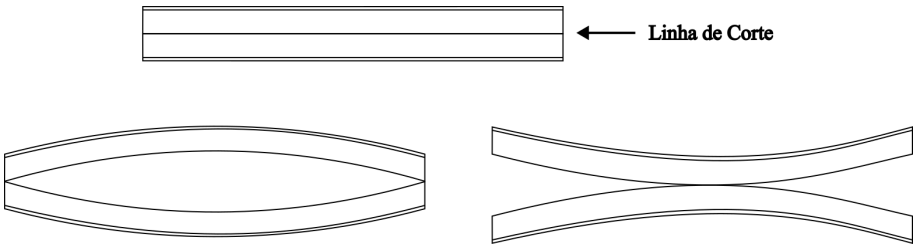
Na fabricação de perfis de seção I alveolares, o processo de corte e soldagem térmicos modificarão as tensões residuais que existiam na seção principal, devido ao rearranjo necessário dessas tensões devido aos requisitos de equilíbrio e ao calor local induzido durante o processo de corte e soldagem (Sonck, 2014).

Para análises da influência dos processos de corte e soldagem térmicas, pode-se observar pesquisas que estudaram esses processos em chapas de aço, a qual se espera que seja relativamente semelhante ao corte em seções em I, para chapas cortadas em um lado. Uma dessas pesquisas é a de Alpsten e Tall (1969), em que são apresentados resultados

das medições de tensões residuais para chapas grossas após processo de oxicorte. Esse se trata de um processo de seccionamento de metais que se baseia na reação exotérmica entre o oxigênio puro e o metal aquecido até sua temperatura de ignição, formando óxidos que são removidos pela força do próprio jato de oxigênio. Os autores afirmam que as tensões residuais de tração são muito altas nas bordas e são equilibradas com tensões residuais de compressão perto do centro.

Lay e Ward (1969) abordam o impacto do corte longitudinal na alma de um perfil com seção I. Se o perfil for cortado longitudinalmente sem restrições, ele se curvará ou se estenderá, conforme Figura 2.10. A direção dessa curvatura depende do local do corte, resultante do rearranjo elástico das tensões residuais necessário para manter o equilíbrio estático. O eixo neutro da parte cortada geralmente está próximo à mesa, fazendo com que o rearranjo das tensões seja menor nas mesas e maior na alma. Quando a peça é restringida durante o corte, esse rearranjo é evitado por forças externas de equilíbrio. Além disso, o corte térmico introduz tensões residuais de tração na área cortada, equilibradas por tensões em regiões mais distantes. Entretanto, não há dados quantitativos disponíveis para essas tensões térmicas.

Figura 2.10 - Encurvamento das metades de um perfil I após o corte



Fonte: Adaptado de Sonck (2014)

A ECCS (1976) propõe uma distribuição das tensões residuais em chapas que são cortadas em um lado e em dois lados (Figura 2.11). Uma faixa estreita próxima ao corte está sujeita a tensões de tração equivalentes à resistência ao escoamento (f_y), enquanto as tensões residuais no restante da chapa mantêm o equilíbrio estático. A largura do bloco de tensão em relação ao corte (c_c) em mm é dada pela Equação (2.7). As tensões residuais longitudinais de compressão (σ_{rc}) e de tração (σ_{rt}) são dadas pelas Equações (2.8) e (2.9).

$$c_c = \frac{1100\sqrt{t}}{f_y} \tag{2.7}$$

$$\sigma_{rc} = -f_y \frac{c_f(4b - c_c)}{(b - c_c)^2} \tag{2.8}$$

$$\sigma_{rt} = f_y \frac{c_f(2b + c_c)}{(b - c_c)^2} \tag{2.9}$$

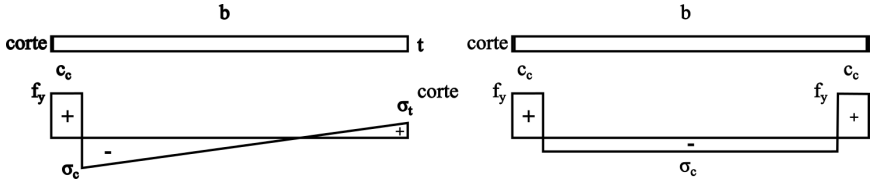
em que:

t é a espessura da chapa (mm);

b é a largura da chapa (mm);

f_y é a resistência ao escoamento (MPa).

Figura 2.11 - Proposta de tensões residuais para chapas com oxicorte



Fonte: Adaptado de ECCS (1976)

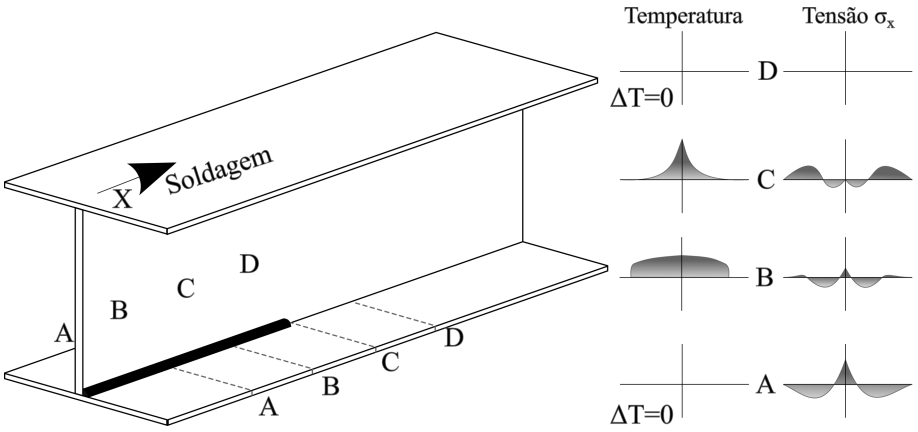
Em relação ao processo de soldagem, Rosenthal (1941) analisa matematicamente a distribuição de calor no processo de soldagem. No local da solda, o metal de solda derretido aquece o material de base e a chapa soldada ao redor. O autor explica que, sob condições de soldagem idênticas, as chapas finas têm uma zona afetada pelo calor maior do que as chapas grossas, logo, a largura da chapa influencia o aumento geral da temperatura após a soldagem, mas não afeta o comportamento próximo à solda.

Diversos trabalhos sobre as tensões residuais em peças de seção composta e sua influência na instabilidade de pilares foram produzidos a partir do ano de 1959, sob a orientação do Column Research Council, sendo estes com relação a chapas finas Beedle e Tall (1959), Nagaraja Rao e Tall (1960), Tall (1961), Nagaraja Rao, Estuar e Tall (1964) e Tall (1966), enquanto Alpsten e Tall (1969) com relação as tensões residuais em chapas grossas. Esses autores concluíram que para chapas finas soldadas, os principais fatores que afetam as tensões residuais são a geometria da chapa, o tipo de soldagem, a velocidade de soldagem e a taxa de resfriamento. Além disso, altas tensões de tração, próximas à resistência ao escoamento da solda e potencialmente 50% mais altas do que a resistência ao escoamento do material de base, são encontradas na solda e são equilibradas por tensões de compressão mais distantes. Ademais, para chapas com espessura inferior a 12,7 mm, a distribuição de tensões ao longo da espessura é uniforme. É importante

salientar que os autores indicam que as tensões residuais nas seções soldadas podem ser estimadas a partir das distribuições de tensão das chapas individuais. No caso de seções compostas pela soldagem de chapas, os autores expõem que as altas tensões de tração ao redor das soldas são compensadas por tensões de compressão nas pontas das mesas e no centro da alma, como consequência, essas peças possuem capacidade resistente à instabilidade menores do que as laminadas a quente. Assim, os autores explicam que a magnitude da tensão residual diminui com o quão maior forem as peças, devido à menor entrada de calor relativa.

Os perfis I soldados são produzidos de forma diferente dos perfis I laminados a quente. A Figura 2.12 mostra o desenvolvimento das tensões residuais em uma viga com mesas e almas unidas por uma solda de passe único. A seção A-A, na junção entre a mesa e a alma, exibe tensões residuais devido ao resfriamento diferencial e ao escoamento localizado. A seção D-D, por não ser aquecida, não apresenta desenvolvimento de tensão. A Figura 2.12 também ilustra as transições graduais de temperatura e os gradientes de tensão entre essas seções (Chacón; Serrat; Real, 2012).

Figura 2.12 - Origem das tensões residuais nas mesas na fabricação de um perfil I soldado



Fonte: Adaptado de Chacón, Serrat e Real (2012)

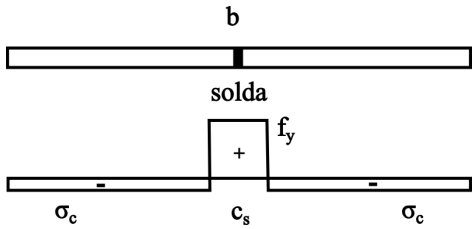
ECCS (1976) propõe uma distribuição de tensões residuais para chapas soldadas, ilustrada na Figura 2.13, que pode ser usada para deduzir a distribuição de tensões para seções formadas por chapas soldadas. Têm-se que em uma chapa as tensões de tração na solda serão iguais à tensão de escoamento em uma largura (bloco de tensão em relação à soldagem) (c_s), calculada usando a Equação (2.10). Ao soldar uma borda previamente cortada por oxicorte, as larguras do bloco de tensão do corte e da soldagem não podem ser simplesmente somadas, pois a soldagem alivia a maior parte dos efeitos do oxicorte.

Em vez disso, a largura do bloco de tensão (c_{cs}) é calculada usando a Equação (2.11), que também se aplica a várias soldas de tamanho igual. Para o projeto, supõe-se que as tensões residuais de laminação a quente, oxicorte e soldagem possam ser somadas algebricamente se não houver sobreposição entre os blocos de tensão.

$$c_s = \frac{12000\, p\, A_s}{f_y \sum t} \tag{2.10}$$

$$c_{cs}^4 = c_c^4 + c_s^4 \tag{2.11}$$

Figura 2.13 - Proposta de tensões residuais para uma chapa com solda



Fonte: Adaptado de ECCS (1976)

em que:

p é o fator de eficiência da soldagem;

A_s é a área da seção transversal do metal de solda adicionado;

$\sum t$ é a soma das espessuras da chapa na solda.

2.2.4 Tensões residuais em vigas alveolares

A produção de perfis alveolares envolve a aplicação de calor durante os processos de corte e soldagem, o que influencia diretamente as tensões residuais presentes nas peças. Esse efeito é similar ao observado em chapas soldadas e seções I fabricadas. Durante o corte, tensões residuais de tração térmica se formam ao longo da linha de corte, sendo equilibradas por tensões de compressão e tração nas áreas adjacentes, a fim de manter o equilíbrio estrutural. Se as metades da seção não forem restritas, essas tensões podem causar o encurvamento das metades da peça. Quando as metades são soldadas, elas são endireitadas contra uma viga pesada, equilibrando o momento externamente. No entanto, o rearranjo das tensões ainda ocorre, uma vez que o equilíbrio estrutural é mantido, mas o comportamento da linha de corte, que não é reta, torna esse rearranjo difícil de prever. O efeito combinado do corte e da soldagem pode aumentar as tensões compressivas nas

mesas, reduzindo a capacidade resistente à instabilidade das peças alveolares (Sonck, 2014).

Poucos estudos experimentais foram realizados em relação a distribuição de tensões residuais em perfis castelados. Sonck, Van Impe e Belis (2014), bem como Sonck (2014), investigaram as variações das tensões residuais longitudinais em vigas alveolares. As vigas casteladas foram produzidas a partir de um procedimento padrão de fabricação, enquanto as vigas celulares seguiram um processo alternativo, no qual são cortadas aberturas circulares ao redor dos cortes hexagonais. Os impactos dessas variações nas tensões residuais na capacidade resistente à Flambagem Lateral com Torção foram analisados tanto experimentalmente quanto numericamente. Os autores constataram que, nos perfis paternos, o endireitamento a frio não influenciou as tensões residuais nas mesas, ao contrário do que ocorreu nas mesas das vigas casteladas completas. Além disso, afirmaram que o efeito do rebote elástico ocorreu apenas parcialmente nas vigas celulares ou casteladas, já que as duas metades das peças são unidas de maneira reta antes da soldagem, com o momento de equilíbrio sendo fornecido externamente. Esse efeito se refere a recuperação elástica do material depois que uma tensão é removida, na qual o metal tende a retornar ligeiramente à sua forma original, porém desviando-se do projeto pretendido. Contudo, ainda ocorre um rearranjo das tensões residuais devido à necessidade de equilíbrio. Esse processo de fabricação das peças casteladas resulta em um aumento das tensões residuais compressivas nas mesas, afetando tanto o montante da alma quanto a seção de duplo tê. As tensões residuais alteradas, portanto, têm um efeito prejudicial na estabilidade das vigas casteladas, concluem Sonck, Van Impe e Belis (2014) e Sonck (2014).

Jia, Yang e Qin (2015) realizaram um estudo experimental sobre a distribuição das tensões residuais na alma de vigas casteladas fabricadas a partir de vigas I soldadas, usando tanto procedimentos padrão quanto não padrão, nos quais aberturas são cortadas diretamente na alma. Eles analisaram o impacto do formato e da proporção vertical das aberturas nas tensões residuais e concluíram que as aberturas não tiveram efeito significativo nas tensões residuais nas mesas. Por isso, as tensões nas mesas não foram medidas, assumindo-se que seriam semelhantes às observadas nas seções I originais.

Peng *et al.* (2025) realizaram uma análise abrangente das distribuições de tensões residuais ao longo do processo de fabricação de vigas casteladas. O estudo experimental envolveu dez vigas, nas quais as tensões residuais foram medidas, por meio do método

de seccionamento, em diferentes etapas: na seção original, após o corte longitudinal e nas vigas finalizadas após a soldagem. Os resultados indicaram que tanto o oxicorte quanto a soldagem subsequente modificam significativamente o estado de tensões residuais. O oxicorte introduz alterações associadas a efeitos térmicos e ao rebote elástico, enquanto a soldagem exerce influência predominante, promovendo a amplificação das magnitudes de tensão nos elementos finalizados. Foram observadas tensões de tração elevadas, próximas ao limite de escoamento, equilibradas por tensões de compressão significativas em regiões críticas, como nas proximidades das soldas e no centro das mesas. Verificou-se, ainda, que a geometria local exerce papel determinante na distribuição das tensões residuais, resultando em padrões distintos entre as regiões do montante da alma e as seções em duplo tê, principalmente devido as suas diferentes condições de restrição. Por fim, os autores propuseram modelos de distribuição de tensões residuais para as etapas de vigas cortadas e de vigas casteladas finalizadas.

Os comportamentos à instabilidade de vigas casteladas, levando em conta o efeito das tensões residuais, foram investigados por uma variedade de estudos, como a investigação do comportamento de Flambagem Lateral com Torção (FLT) de vigas casteladas por Sonck (2014), Sonck, Van Impe e Belis (2014). Os autores analisaram a FLT, considerando diferentes formatos de aberturas. Os resultados indicaram que as tensões residuais compressivas nas mesas favoreceram o início do escoamento e reduziram a capacidade resistente à FLT em vigas casteladas.

Ellobody (2012) realizou estudos numéricos, assumindo modos de tensão residual semelhantes aos das seções I tradicionais, conforme considerado por Chen e Jia (2010), para analisar o desempenho de vigas casteladas. Chen, Wu e Ran (2015) investigaram numericamente o comportamento da flambagem por flexo torção, considerando as distribuições de tensão residual recomendadas, destacando a influência substancial da tensão residual na ponta da mesa.

Zhou *et al.* (2019) apresentaram um estudo experimental sobre a flambagem por distorção em vigas casteladas e constataram que o valor do fator de gradiente de momento desses ensaios era menor que o valor especificado pelo AISC (2010) para esse caso específico de carga.

Pazin *et al.* (2026) realizaram um estudo paramétrico para avaliar a influência das tensões residuais e das imperfeições geométricas iniciais no comportamento à Flambagem Lateral com Torção de vigas alveolares de aço, incluindo materiais de alta

resistência. Os modelos numéricos foram desenvolvidos no software Abaqus e validados com base em resultados experimentais de vigas celulares e de vigas de alma cheia. As análises indicaram que o modelo de ECCS (1984b) apresentou elevada precisão para vigas alveolares, enquanto os modelos de Sonck *et al.* (2014a), Sonck, Van Impe e Belis (2014b) e Galambos e Ketter (1959) também forneceram boas estimativas. Verificou-se que a amplitude das imperfeições geométricas influencia significativamente a capacidade resistente, sendo que L/500 conduz a capacidades de carga últimas mais baixas, enquanto o uso isolado de L/1000 tende a superestimá-las. Os resultados evidenciam a necessidade de considerar simultaneamente tensões residuais e imperfeições geométricas na modelagem numérica. Para vigas de aço de alta resistência de alma cheia, o modelo de Schaper *et al.* (2022) apresentou melhor concordância com os resultados experimentais, enquanto o modelo de Young (1975) demonstrou baixa precisão. De modo geral, a combinação de imperfeições geométricas da ordem de L/1000 com o modelo de tensões residuais de Sonck *et al.* (2014a) e Sonck, Van Impe e Belis (2014b) proporcionou previsões mais consistentes para vigas celulares. Adicionalmente, observou-se que o efeito da não linearidade do material e das tensões residuais tende a diminuir com o aumento da resistência ao escoamento, indicando menor sensibilidade desses parâmetros em vigas de aço de alta resistência.

Por fim, ainda há escassez de dados experimentais sobre a distribuição de tensões residuais em perfis alveolares, especialmente em aços de maior resistência, como o ASTM A572 Gr60. Nesse contexto, investigações experimentais são essenciais para avaliar sua influência no modo de falha por Flambagem Lateral com Distorção em vigas alveolares mistas de aço e concreto.

2.3 COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS ALVEOLARES MISTAS

2.3.1 Modos de falha

A utilização de vigas mistas de aço e concreto, com perfil de aço de seção I alveolar, otimiza os dois sistemas estruturais, além de reduzir o consumo de materiais, o que, por consequência, minimiza os impactos ambientais (Silva *et al.*, 2019).

Entretanto, o uso de perfis castelados em vigas mistas apresenta algumas desvantagens, como a redução da capacidade resistente ao cisalhamento e a alteração do comportamento das peças. Isso ocorre porque as aberturas na alma introduzem novos

modos de falha, além de modificar os modos de falha já existentes em elementos com alma cheia (Sonck, 2014).

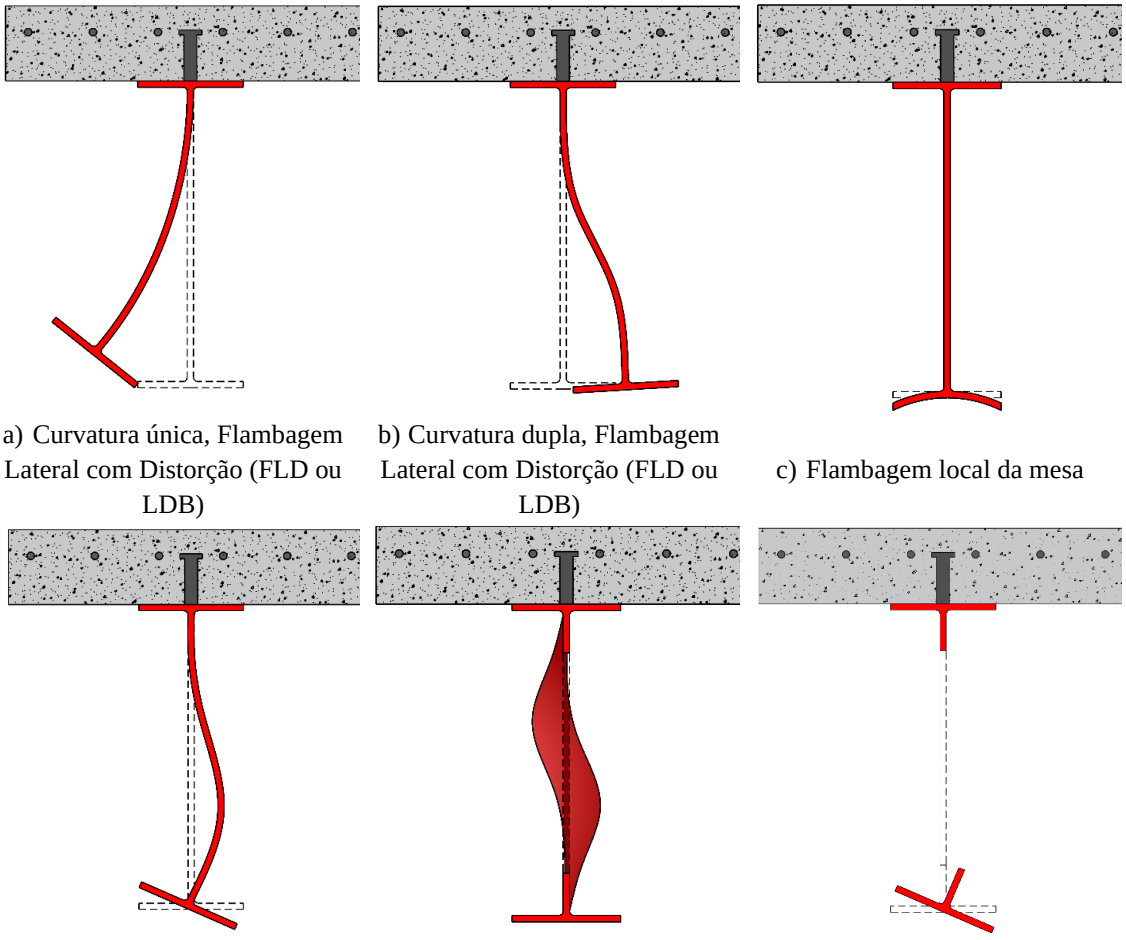
Kerdal e Nethercott (1984) descrevem os diferentes modos de falha das vigas casteladas de aço, os quais dependem principalmente da esbeltez da viga, da geometria das aberturas (altura, largura e espaçamento) e do tipo de carga aplicada na peça.

No que se refere às vigas mistas de aço e concreto sem aberturas na alma, diversos estudos experimentais e numéricos investigaram seu comportamento estrutural em regiões de momento fletor negativo (Bradford, 1998; 2000; Bradford; Johnson, 1987; Chen, 1992; Chen; Jia, 2010; Oliveira *et al.*, 2021a; 2025; Rossi *et al.*, 2020a; 2021a; Tong *et al.*, 2014). Esses estudos indicam que tais vigas podem apresentar falha por Flambagem Lateral com Distorção, com curvatura simples ou dupla, além de flambagem local da mesa, flambagem local da alma ou interação entre esses modos de instabilidade (Bradford; Johnson, 1987; Johnson, 2004; Rossi *et al.*, 2020a; 2021a; Tong *et al.*, 2014).

Os perfis alveolares são suscetíveis a modos de falha locais que não ocorrem em perfis de alma cheia. No caso de vigas alveolares mistas submetidas a momento negativo, podem ocorrer, além dos mecanismos citados anteriormente, a Flambagem do Montante da Alma (FMA) e a formação de mecanismos plásticos, como o de Vierendeel (MV), decorrentes da força de cisalhamento, e a flambagem local da seção tê, na região central da abertura, causada pelo momento fletor (Oliveira *et al.*, 2019; Weidlich *et al.*, 2021).

A Figura 2.14 apresenta as configurações deformadas típicas das seções transversais de vigas alveolares mistas de aço e concreto submetidas ao momento fletor negativo.

Figura 2.14 - Modos de falha de vigas alveolares mistas de aço e concreto submetidas a momento negativo



a) Curvatura única, Flambagem Lateral com Distorção (FLD ou LDB)

b) Curvatura dupla, Flambagem Lateral com Distorção (FLD ou LDB)

c) Flambagem local da mesa

d) Flambagem local da alma

e) Flambagem do Montante da Alma (FMA ou WPB)

f) Flambagem local da seção T

Fonte: Oliveira *et al.* (2023a)

A FLD ocorre em regiões de momento negativo, nas quais a mesa inferior do perfil de aço, sem restrições laterais, é submetida à compressão, enquanto a laje de concreto permanece tracionada. Esse modo de instabilidade é caracterizado pela curvatura lateral da mesa comprimida associada à distorção da alma (Rossi *et al.*, 2020b). De modo geral, a FLD resulta da interação entre mecanismos de instabilidade global e local (Barth; White, 1998; Bradford; Gao, 1992).

Devido à força de cisalhamento, a FMA é caracterizada por uma dupla curvatura na região do montante da alma, assumindo uma forma de “S” com a torção da alma (Ferreira; Martins; Nardin, 2021). O MV consiste na distorção e formação de articulações plásticas em torno das aberturas das vigas alveolares de aço, que surgem devido à chamada flexão de Vierendeel (Tsavdaridis; D’Mello, 2012). A FMA tem sido observada em estruturas sujeitas a consideráveis esforços de cisalhamento (Gizejowski; Salah, 2010;

Oliveira *et al.*, 2022; Salah, 2009). Estudos mostram que a FMA se torna crítica em vigas celulares com montantes da alma muito estreitos (Panedpojaman *et al.*, 2016).

No contexto experimental relacionado ao presente estudo, as amostras analisadas foram aproveitadas da produção dos perfis utilizados nos ensaios realizados por Oliveira *et al.* (2025). Nesse trabalho, os autores conduziram ensaios de flexão em três pontos em vigas casteladas mistas de aço e UHPC, considerando dois padrões de aberturas, Peiner e Anglo-Saxão (Figura 2.15). As vigas apresentaram falha por FMA associada ao Mecanismo Vierendeel (MV), sendo a capacidade resistente influenciada pela geometria, especialmente pelo comprimento do tê e pela largura do montante da alma. O modelo numérico validado permitiu identificar que a interação entre FMA e MV é sensível a esses parâmetros.

Figura 2.15 - Ensaio de flexão de três pontos



Fonte: Oliveira *et al.* (2025)

2.3.2 Procedimentos de cálculo e prescrições normativas

Os procedimentos normativos não especificam a verificação de FLD para vigas alveolares mistas contínuas de aço e concreto. Ainda assim, alguns autores propõem adaptações dessas normas (Müller *et al.*, 2006; Silva *et al.*, 2019; 2020). Desse modo, estudos indicam que métodos usados para vigas de alma cheia podem ser aplicados a vigas alveolares, desde que as propriedades geométricas da seção transversal sejam

calculadas no meio das aberturas, ou seja, na seção duplo tê (Carvalho; Rossi; Martins, 2022; Carvalho *et al.*, 2023a; 2023b; Sonck; Van Lancker; Belis, 2015; Sonck; Belis, 2016).

Sonck, Van Lancker, e Belis (2015) e Sonck e Belis (2016) recomendam que a constante de torção utilizada nos cálculos (J_{2Tm}) deve ser uma média entre a constante da seção do montante da alma (J_m) e a da seção duplo tê (J_{2T}), sendo obtida por meio da Equação (2.12).

$$J_{2Tm} = \frac{n\, l_{0m}}{L} J_{2T} + \left(1 - \frac{n\, l_{0m}}{L}\right) J_m \qquad \textbf{(2.12)}$$

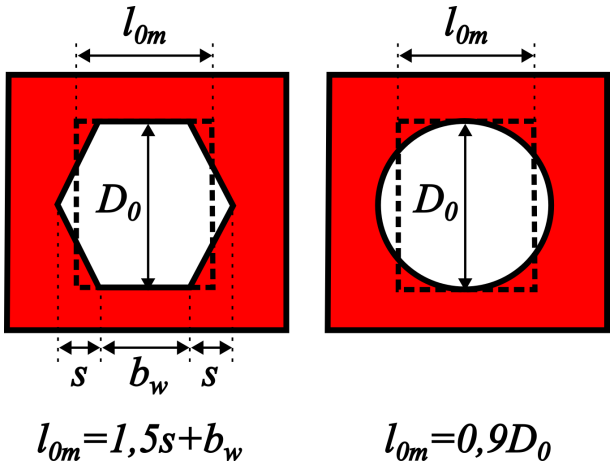
em que:

n é o número de aberturas;

L é o comprimento da viga I sem restrições;

l_{0m} é o comprimento de abertura equivalente para a constante de torção adaptada, calculado conforme a Figura 2.16 para seções casteladas e celulares (Sonck; Van Lancker; Belis, 2015; Sonck; Belis, 2016).

Figura 2.16 - Aberturas retangulares equivalentes para o cálculo da torção adaptada constante



Fonte: Adaptado de (Sonck; Van Lancker; Belis, 2015; Sonck; Belis, 2016)

Assim, o comprimento de abertura equivalente para a constante de torção adaptada é dado pelas Equações (2.13) e (2.14), para aberturas hexagonais e circulares, respectivamente.

$$l_{0m} = 1{,}5\, s + b_w \qquad \textbf{(2.13)}$$

$$l_{0m} = 0{,}9\, D_0 \qquad \textbf{(2.14)}$$

em que:

s é o comprimento da parte inclinada da abertura hexagonal.

O comprimento efetivo da abertura (l_{ef}) utilizado para avaliar a estabilidade da alma no duplo tê, para aberturas circulares e hexagonais, deve ser calculado de acordo com o proeto da norma Eurocode 3 Parte 1 (prEN 1994-1-1:2024).

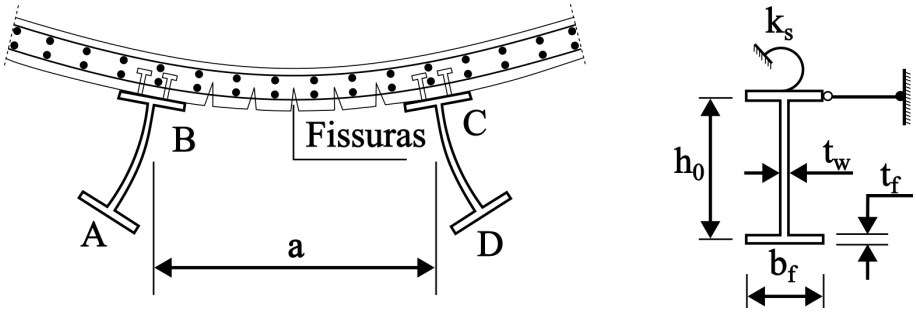
$$l_{ef} = 0{,}7D_0 \quad \textbf{(2.15)}$$

As Seções 2.3.2.1 e 2.3.2.2 a seguir, apresentam as formulações de momento crítico elástico e momento fletor último à FLD, e a Seção 2.3.2.3, as previsões de capacidade resistente à FMA.

2.3.2.1 Momento crítico elástico à FLD

Os procedimentos normativos para a verificação da FLD em vigas mistas contínuas baseiam-se nas metodologias de vigas parcialmente restritas e no modelo de estrutura em U (Rossi *et al.*, 2020c). Neste trabalho, adota-se o modelo de estrutura em U, apresentado na Figura 2.17, por ser o método recomendado pelas normativas europeia (EN 1994-1-1:2004) e brasileira (ABNT NBR 8800:2024) para a determinação do momento crítico elástico associado à FLD.

Figura 2.17 - Modelo de estrutura em U



Fonte: Adaptado de EN 1994-1-1:2004

O modelo de estrutura em U considera a seção transversal da viga mista como uma seção I, onde a mesa superior tem o deslocamento lateral totalmente restringido e a rotação é parcialmente limitada por uma mola com rigidez rotacional (k_s). A rigidez rotacional (k_s) é dada pela Equação (2.16), em que (k_1) é a rigidez à flexão da laje, dada

pela Equação (2.17) e (k_2) é a rigidez à flexão do perfil I de aço, dada pela Equação (2.18).

$$k_s = \frac{k_1 \cdot k_2}{k_1 + k_2} \quad \textbf{(2.16)}$$

$$k_1 = \frac{\alpha\,(E\,I)_2}{a} \quad \textbf{(2.17)}$$

$$k_2 = \frac{E\,t_w^3}{4\,(1-\nu^2)h_0} \quad \textbf{(2.18)}$$

em que:

α é um coeficiente que no caso de vigas de borda é igual a 2, com ou sem balanço, para vigas internas é igual a 3 e para vigas internas com quatro ou mais vigas similares é igual a 4;

$(E\,I)_2$ é a rigidez à flexão da laje de concreto ou mista fissurada por unidade de largura, considerada como o menor valor no meio do vão, no caso de momento positivo, e o valor no perfil de apoio no caso de momento negativo;

a é a distância entre as vigas paralelas;

t_w é a espessura da alma do perfil de aço;

h_0 é a distância entre os centros geométricos das mesas do perfil do aço

ν é o coeficiente de Poisson do aço.

Um dos primeiros estudos a discutir a avaliação da resistência a FLD em vigas mistas com aberturas foi o de Müller *et al.* (2006). Os autores apresentaram uma modificação da norma europeia (EN 1994-1-1:2004), incluindo o cálculo de (k_2) tanto para vigas mistas celulares quanto para vigas mistas com uma única abertura retangular na alma. Assim, os autores recomendaram o método proposto por Hanswille, Lindner e Münich (1998), em que (k_2) é dada pela Equação (2.19).

$$k_2 = \frac{E\,t_w^3}{4\,(1-\nu^2)h_0} \cdot \kappa_0 \quad \textbf{(2.19)}$$

em que:

κ_0 é uma constante, que no caso de vigas mistas celulares é dada pela Equação (2.20).

$$\kappa_0 = 1 - \frac{3\,D_o}{4\,S} \quad \textbf{(2.20)}$$

em que:

S é o espaçamento de centro a centro das aberturas.

Algumas pesquisas sobre a LDB em vigas mistas casteladas também propuseram adaptações da rigidez rotacional (k_2) (Silva *et al.*, 2019; 2020). Basicamente, essas proposições abordam a determinação da rigidez rotacional (k_2) de uma viga mista alveolar a partir da adaptação do (k_2) de uma viga mista sem aberturas na alma, aplicando um fator de redução referente às aberturas. Silva *et al.* (2020) apresentam um fator de redução igual a 0,51, e o método de Müller *et al.* (2006), para os modelos experimentais de Salah (2009), forneceu um fator de redução igual a 0,524. Silva *et al.* (2019) determinaram a rigidez rotacional (k_2) por meio de um modelo numérico simplificado, considerando os deslocamentos e as rotações nas três direções impedidas no topo da alma e os deslocamentos dos nós acoplados na parte inferior, para simular a presença da mesa inferior. Os autores propuseram o cálculo da rigidez rotacional de perfis castelados pela Equação (2.21).

$$k_2 = \beta \cdot \frac{E\, t_w^3}{4 \cdot d_g(1-\nu^2)} \qquad \textbf{(2.21)}$$

em que:

β é o fator de redução de vigas casteladas, sendo de 0,53, 0,54 e 0,55 para os padrões de aberturas Litzka, Peiner e Anglo-Saxão, respectivamente;

d_g é a altura total da seção I expandida.

Posteriormente, Silva *et al.* (2020) apresentaram uma nova equação para o cálculo de (k_2) muito semelhante à apresentada por Silva *et al.* (2019). No entanto, Silva *et al.* (2020) adotaram os mesmos parâmetros usados nos procedimentos padrão. Dessa forma, (d_g) foi substituído pela distância entre os centroides das mesas (h_0). A Equação (2.22) descreve a formulação proposta pelos autores, que se limita apenas às vigas mistas casteladas com aberturas de padrão Anglo-Saxão e cuja precisão foi verificada em análises numéricas, sendo adequada para avaliar o comportamento LDB de vigas mistas casteladas e permanecendo válida quando a rigidez da laje é variada.

$$k_2 = 0{,}51 \cdot \frac{E\, t_w^3}{4\, h_0(1-\nu^2)} \qquad \textbf{(2.22)}$$

Atualmente, a norma brasileira (ABNT NBR 8800:2024), utiliza a metodologia proposta por Dias *et al.* (2019) para determinar o (M_{cr}) com base no modelo de estrutura

em U invertido. Esse método também foi apresentado na versão anterior do EC4 (ENV 1994-1-1: 1992), porém, a versão atual deste (EN 1994-1-1:2004), bem como a versão preliminar da próxima revisão dessa (prEN 1993-1-13:2024, em desenvolvimento) não apresenta equações para determinar o (M_{cr}) e sim, propõem o uso de metodologias de cálculo baseadas nesse mesmo modelo. Na última, existe a possibilidade de se obter o parâmetro (M_{cr}) por meio da Análise Estática Linear de Flambagem, também chamada de Análise de Autovalor (*Linear Buckling, Eigenvalue Buckling* ou *Euler Buckling Analysis*).

A metodologia proposta por Dias *et al.* (2019) é utilizada para determinar o (M_{cr}) na norma brasileira ABNT NBR 8800:2024 expresso pelas Equações **(2.23)**, **(2.24)** e **(2.25)**.

$$M_{cr} = C_{dist}\frac{\kappa_g}{h_0}\left\{GJ + \frac{E\ I_{af,y}\ h_0^2}{L^2}\left[(n\ \pi)^2 + \left(\frac{\eta_b}{n\ \pi}\right)^2\right]\right\} \quad \textbf{(2.23)}$$

$$\eta_b = \sqrt{\frac{k_r L^4}{E\ I_{af,y}\ h_0^2}} \quad \textbf{(2.24)}$$

$$\kappa_g = \left(0{,}31 + 0{,}69 \cdot 0{,}05^{\frac{y}{h_0}}\right) \cdot \frac{I_x}{I_{ax}} \quad \textbf{(2.25)}$$

em que:

C_{dist} é o coeficiente referente à distribuição do momento negativo, conforme a Tabela 2.4 ou a Tabela 2.5;

G é o módulo de cisalhamento da seção I;

J é a constante de torção do perfil de aço;

E é o módulo de elasticidade do aço;

$I_{af,y}$ é o momento de inércia da mesa inferior do perfil de aço com relação ao eixo y;

I_x é o momento de inércia da seção mista na região de momento negativo (perfil de aço mais armadura da laje) em relação ao eixo x;

I_{ax} é o momento de inércia da seção de aço em relação ao seu eixo principal de maior inércia;

η_b é um fator associado à rigidez rotacional do mecanismo U e à viga de aço;

κ_g é um fator relacionado à geometria da seção mista;

h_0 é a distância entre os centros geométricos das mesas do perfil do aço;

n_{so} é o número de semiondas do modo de flambagem. O último é calculado com as Equações (2.26) e (2.27).

$$n_{id} = \frac{\sqrt{\eta_b}}{\pi} \quad \textbf{(2.26)}$$

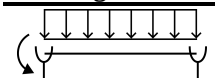
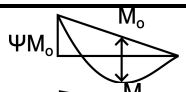
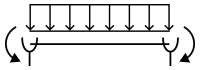
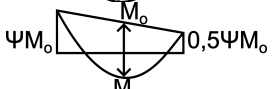
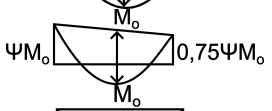
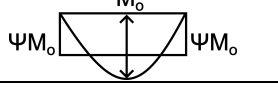
$$n_{so} = \begin{cases} n_1 \rightarrow \ se\ n_{id} \leq \sqrt{n_1 n_2} \\ n_2 \rightarrow \ se\ n_{id} > \sqrt{n_1 n_2} \end{cases} \quad \textbf{(2.27)}$$

em que:

n_1 é o número inteiro imediatamente abaixo de (n_{id});

n_2 é o número inteiro imediatamente acima de (n_{id}).

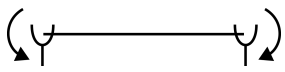
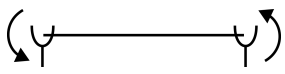
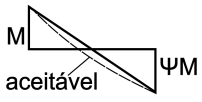
Tabela 2.4 - Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas em função de Ψ

Condições de carregamento	Diagrama de momento fletor*	Ψ	0,50	0,75	1,00	1,25	1,50	1,75	2,00	2,25	2,50
		C_{dist}	2,00	1,78	1,65	1,56	1,50	1,47	1,43	1,36	1,35
			1,96	1,73	1,59	1,50	1,44	1,40	1,37	1,34	1,32
			1,94	1,70	1,56	1,47	1,41	1,37	1,34	1,31	1,29
			1,92	1,67	1,53	1,44	1,38	1,33	1,30	1,27	1,24

*M_o é o momento máximo, considerando o vão analisado como simplesmente apoiado.

Fonte: Adaptado de ABNT NBR 8800:2024

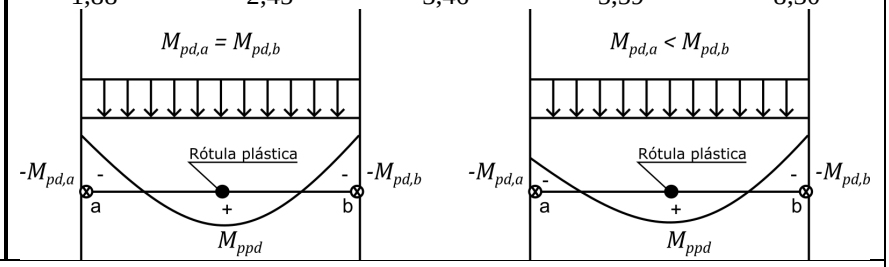
Tabela 2.5 - Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas e semicontínuas sem carregamento no comprimento L em função de Ψ

Condições de carregamento	Diagrama de momento fletor*	Ψ	0,00	0,25	0,50	0,75	1,00
		C_{dist}	1,19	1,15	1,11	1,06	1,00
			1,19	1,23	1,26	1,30	1,33

*M_o é o maior momento, em módulo, no vão analisado, no qual os valores de ψ superiores a 1,00 devem ser considerados como 1,00.

Fonte: Adaptado de ABNT NBR 8800:2024

Tabela 2.6 - Coeficiente C_{dist} para vigas semicontínuas submetidas a carregamento uniformemente distribuído em função de Ψ

$\Psi = M_{pd,b}/M_{pp,d}{}^{a}$	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2[b]
C_{dist}	1,88	2,45	3,46	5,59	8,30
Definições					

a. $M_{pp,d}$ é o momento plástico positivo resistente de cálculo da viga mista, é determinado igual a M_{Rd}, mas com o coeficiente β_{vm} igual a 1,00 (cálculo de M_{Rd} na seção L.6.3 da norma, referente ao momento fletor resistente de cálculo em regiões de momentos positivos);
$M_{pd,a}$ é o menor momento plástico resistente de cálculo, em módulo, nas extremidades do tramo considerado;
$M_{pd,b}$ é o maior momento plástico resistente de cálculo, em módulo, nas extremidades do tramo considerado.
b. Para valores inferiores, não é necessário verificar a viga semicontínua à flambagem lateral com distorção da seção transversal.

Fonte: Adaptado de ABNT NBR 8800:2024

2.3.2.2 Momento fletor último à FLD

Usualmente, as normas aplicam um fator de redução no momento fletor plástico (M_{pl}) da seção, a fim de analisar a FLD em vigas mistas contínuas sob momento negativo. Desse modo, essas normas utilizam curvas que são definidas com base na relação de esbeltez e no fator de redução obtido através de ensaios em escala real em peças de aço que apresentam imperfeições geométricas iniciais e tensões residuais (Oliveira *et al.*, 2023b).

A fim de determinar o momento fletor plástico da seção transversal (M_{pl}), que é composta da viga de aço com seção I e barras de armadura na laje, as normas europeia (EN 1994-1-1:2004) e brasileira (ABNT NBR 8800:2024) apresentam formulações semelhantes, empregando a distribuição das tensões na seção como retangular. A Equação (2.28) apresenta o cálculo do momento plástico da seção transversal M_{pl}.

$$M_{pl} = A_{sl} f_{yd} d_1 + A_{at} f_y d_2 + A_{ac} f_y d_3 \quad \textbf{(2.28)}$$

em que:

A_{sl} é a área da armadura longitudinal dentro da largura efetiva da laje de concreto,

A_{at} é a área tracionada da seção do perfil de aço,

A_{ac} é a área comprimida da seção do perfil de aço,

f_{yd} é a resistência ao escoamento da armadura longitudinal,

f_y é a resistência ao escoamento do perfil I,

d_1 é a distância do centro geométrico da armadura longitudinal à linha neutra LNP,

d_2 é a distância da força de tração, situada no centro geométrico da área tracionada da seção do perfil de aço, à LNP e por fim,

d_3 é a distância da força de compressão, situada no centro geométrico da área comprimida da seção do perfil de aço, à LNP.

Desse modo, em vigas mistas de aço concreto sob momento negativo geralmente a LNP pode se localizar na alma ou na mesa superior da seção I. As Figuras 2.18 e 2.19 apresentam as tensões normais e forças resultantes atuantes em uma seção transversal para dois casos distintos de posição da LNP.

a. <u>Hipótese 1: LNP na alma do perfil I</u>

A hipótese de LNP na alma da seção I é verdadeira se (Figura 2.18) a Equação (2.29) for válida.

$$\left(A_a - A_f\right) f_y \geq A_f f_y + T_{ds} \quad \textbf{(2.29)}$$

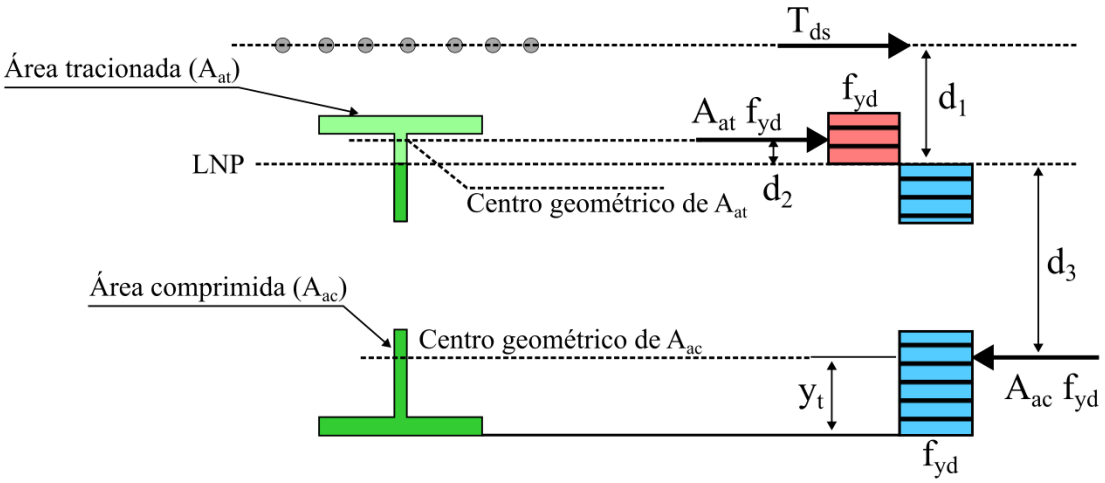
em que:

A_f é a área da mesa;

T_{ds} é a resistência à tração de cálculo da armadura longitudinal de reforço, expressa pela Equação (2.30).

$$T_{ds} = A_{sl} f_{yd} \quad \textbf{(2.30)}$$

Figura 2.18 - Tensões normais e forças resultantes atuantes em uma seção transversal no caso de LNP na alma do perfil



Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2023b)

Assim, as áreas tracionada (A_{at}) e comprimida (A_{ac}) da seção I são dadas pelas Equações (2.31) e (2.32), respectivamente.

$$A_{at} = b_f \cdot t_f + \left(y_{LNP} - t_f\right) t_w \tag{2.31}$$

$$A_{ac} = A_a - A_{at} - D_o \cdot t_w \tag{2.32}$$

A posição da LNP (y_{LNP}) é então obtida com o equilíbrio das forças resultantes, que são equivalentes às distribuições de tensões retangulares na seção totalmente plástica nas barras de reforço e na área tracionada e comprimida da seção I. Dito isso, a posição da LNP em relação à face superior da seção I é determinada pela Equação (2.33).

$$y_{LNP} = t_f + \frac{-A_{sl}\, f_{yd} + f_y\left(A_a - 2b_f\, t_f\right) - D_o\, t_w}{2\, f_y\, t_w} \tag{2.33}$$

Para calcular as distâncias (d_2) e (d_3) da Equação (2.28), são necessárias as posições do centro geométrico das áreas tracionada e comprimida da seção I. Então, as formulações para a área tracionada com a origem na face superior da seção (y^*_{at}) e para a área comprimida com a origem na face inferior da seção (y^*_{ac}) são dadas pelas Equações (2.34) e (2.35).

$$y^*_{at} = \frac{0.5 b_f \cdot {t_f}^2 + t_w\left(y_{LNP} - t_f\right)\left[0.5\left(y_{LNP} - t_f\right) + t_f\right]}{A_{at}} \tag{2.34}$$

$$y_{ac}^{*} = \frac{0.5b_f \cdot {t_f}^2 + t_w\left[0.5\left(d_g - y_{LNP} - t_f - D_o\right)^2 + t_f\right]}{A_{ac}} \quad \textbf{(2.35)}$$

Por fim, as distâncias (d_1), (d_2) e (d_3) são dadas pelas Equações (2.36), (2.37) e (2.38), respectivamente.

$$d_1 = y_{LNP} + c \quad \textbf{(2.36)}$$

$$d_2 = y_{LNP} - y_{at}^{*} \quad \textbf{(2.37)}$$

$$d_3 = d_g - y_{LNP} - y_{ac}^{*} \quad \textbf{(2.38)}$$

em que:

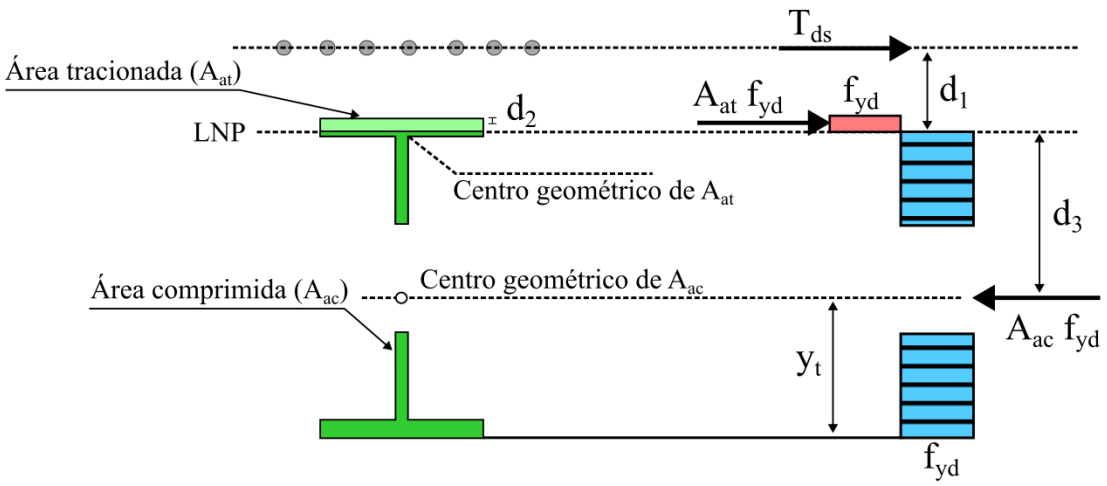
c é a distância entre o centro geométrico das barras de reforço e a face superior da seção I.

b. Hipótese 2: LNP na mesa superior do perfil I

Por outro lado, a hipótese de LNP na mesa superior da seção I é verdadeira se ambas as condições da Equação (2.39) forem cumpridas (Figura 2.19).

$$\begin{cases} \left(A_a - A_f\right)f_y < A_f\, f_y + T_{ds} \\ A_a\, f_y \geq T_{ds} \end{cases} \quad \textbf{(2.39)}$$

Figura 2.19 - Tensões normais e forças resultantes atuantes em uma seção transversal no caso de LNP na mesa superior do perfil



Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2023b)

Assim, as áreas tracionadas (A_{at}) e comprimidas (A_{ac}) da seção I são dadas pelas Equações (2.39) e (2.40), respectivamente.

$$A_{at} = b_f\, y_{LNP} \tag{2.40}$$

$$A_{ac} = b_f\, t_f + t_w\left(d_g - 2t_f - D_o\right) + b_f\left(t_f - y_{LNP}\right) \tag{2.41}$$

De maneira semelhante ao caso anterior, a posição da LNP é obtida com o equilíbrio das forças resultantes, que são equivalentes às distribuições de tensões retangulares na seção totalmente plástica nas barras de reforço e na área tracionada e comprimida da seção I. Dito isso, a posição da LNP em relação à face superior da seção I é determinada pela Equação (2.42).

$$y_{LNP} = \frac{-A_{sl}\, f_{yd} + f_y\left[2b_f\, t_f + t_w\left(d_g - 2t_f - D_o\right)\right]}{2f_y\, b_f} \tag{2.42}$$

Novamente, de maneira similar a feita anteriormente, as distâncias (d_2) e (d_3) da Equação (2.28) são calculadas com as posições do centro geométrico das áreas tracionada e comprimida da seção I. Então, as formulações para a área tracionada com a origem na face superior da seção $(\bar{y}_{at})$ e para a área comprimida com a origem na face inferior da seção $(\bar{y}_{ac})$ são dadas pelas Equações (2.43) e (2.44).

$$\bar{y}_{at} = \frac{y_{LNP}}{2} \tag{2.43}$$

(2.44)

$$\bar{y}_{ac} = \frac{0.5b_f \cdot {t_f}^2 + t_w\left(d_g - D_o - 2t_f\right)0.5d_g + b_f\left(t_f - y_{LNP}\right)\left[d_g - y_{LNP} - 0.5\left(t_f - y_{LNP}\right)\right]}{A_{ac}}$$

Por fim, as distâncias (d_1), (d_2) e (d_3) são dadas pelas mesmas Equações (2.36), (2.37) e (2.38) do caso anterior.

De maneira sucinta, a Tabela 2.7 apresenta as formulações para determinar o momento final da FLD presentes nas normas australiana (AS 4100-1998) europeia (EN 1994-1-1:2004) e brasileira (ABNT NBR 8800:2024).

Tabela 2.7 - Procedimentos para determinar a capacidade resistente à FLD de vigas mistas de aço-concreto

Fonte	Momento Último a FLD ($M_{u,dist}$)
EN 1994-1-1:2004	$M_{u,dist} = \chi_{LT}\, M_{Rd}$ $\chi_{LT} = \left[\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \overline{\lambda}_{LT}^2}\right]^{-1} \leq 1$ $\Phi_{LT} = 0.5\left[1 + \alpha_{LT}\left(\overline{\lambda}_{LT} - 0.2\right) + \overline{\lambda}_{LT}^2\right]$ $\overline{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr}}}$
ABNT NBR 8800:2024	$M_{u,dist} = \chi_{LT}\, M_{Rd}$ $\begin{cases} \overline{\lambda}_{LT} \leq 1{,}5 \rightarrow \chi_{LT} = 0{,}658^{\overline{\lambda}_{LT}^2} \\ \overline{\lambda}_{LT} > 1{,}5 \rightarrow \chi_{LT} = 0{,}877/\overline{\lambda}_{LT}^2 \end{cases}$ $\overline{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr}}}$
AS 4100-1998	$M_{u,dist} = \alpha_m\, \alpha_s\, M_{Rd} \leq M_{Rd}$ $\alpha_m = \frac{1{,}7\, M_m^*}{\sqrt{\left[M_2^2 + M_3^2 + M_4^2\right]}} \leq 2{,}5$ $\alpha_s = 0{,}6\left\{\sqrt{\left[\left(\frac{M_{Rd}}{M_{cr}}\right)^2 + 3\right]} - \left(\frac{M_{Rd}}{M_{cr}}\right)\right\}$ $M_{cr} = \sqrt{\left\{\left(\frac{\pi^2 E I_y}{l_e^2}\right) \cdot \left[G\, J + \left(\frac{\pi^2 E I_w}{l_e^2}\right)\right]\right\}}$

Fonte: Adaptado de Rossi *et al.* (2021b)

em que:

$M_{u,dist}$ é o momento fletor resistente de cálculo de uma viga mista sem restrições laterais;

χ_{LT} é o fator de redução;

Φ_{LT} é a imperfeição de oscilação inicial;

$\overline{\lambda}_{LT}$ é o parâmetro de esbeltez;

α_{LT} é o fator de imperfeição;

M_{Rd} é momento fletor resistente de cálculo;

M_{Rk} é o momento fletor resistente característico;

M_{cr} é o momento crítico na região de momentos negativos;

α_m é o fator de modificação do momento;

α_s é o fator de redução da esbeltez;

M_m^* é o máximo momento fletor de cálculo no segmento;

M_2 é o momento fletor de cálculo no primeiro quarto do segmento;

M_3 é o momento fletor de cálculo no meio do segmento;

M_4 é o momento fletor de cálculo no último quarto do segmento;

I_w é a constante de empenamento da seção transversal (conceito da teoria de Vlasov);

l_e é o comprimento efetivo do segmento.

Gizejowski e Salah Khalil (2010) desenvolveram uma formulação analítica baseada no método da resistência direta para a avaliação da FLD em vigas mistas de vários vãos. A equação dessa previsão e o cálculo da esbeltez relativa ($\overline{\lambda}$) são apresentados nas Equações (2.45) e (2.46).

$$\frac{\Lambda_{b,dsm}}{\Lambda_{pl}} = \left(\alpha_1 - \alpha_2 \frac{1}{\overline{\lambda}^k}\right)\frac{1}{\overline{\lambda}^k} \quad \textbf{(2.45)}$$

$$\overline{\lambda} = \sqrt{\frac{\Lambda_{pl}}{\Lambda_{cr}}} \quad \textbf{(2.46)}$$

em que:

Λ_{cr} é o fator de carga de flambagem elástica;

Λ_{pl} é o fator de carga limite no plano;

$\Lambda_{b,exp}$ é o fator resistente de flambagem com restrições, calculado a partir de resultados experimentais;

$\Lambda_{b,dsm}$ é o fator resistente de flambagem com restrições, calculado a partir do método de resistência direta.

Salah (2009) conduziu testes experimentais em doze vigas alveolares mistas sob momento negativo e utilizou o software Abaqus (Dassault Systèmes Simulia Corp., 2022) para análises numéricas. O autor, a partir de um estudo paramétrico, obteve as constantes apresentadas nas Equações (2.47), (2.48) e (2.49) para o cálculo da Equação (2.45).

$$\alpha_1 = 0{,}75 \quad \textbf{(2.47)}$$

$$\alpha_2 = 0{,}11 \quad \textbf{(2.48)}$$

$$k = 1 \quad \textbf{(2.49)}$$

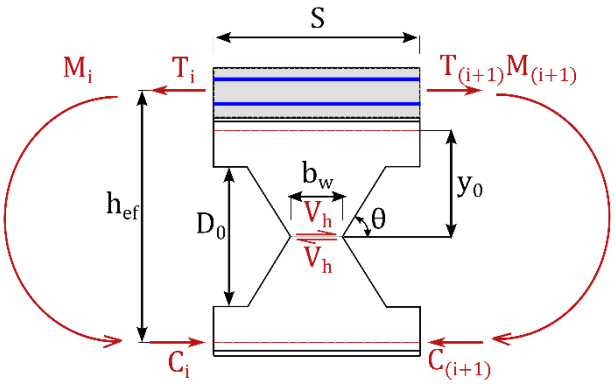
A metodologia proposta foi comparada com os resultados dos ensaios experimentais. Os autores concluíram que o método proposto fornece resultados seguros da capacidade resistente à FLD de vigas mistas alveolares.

2.3.2.3 Capacidade resistente à FMA para vigas casteladas

Esta seção aborda os procedimentos descritos no Steel Design Guide 31 (Fares; Coulson; Dinehart, 2016) e no Eurocode 3 (EN 1993-1-13:2024) para o cálculo da capacidade resistente à FMA de vigas casteladas.

O Steel Design Guide 31 (Fares; Coulson; Dinehart, 2016) adota a proposta de Aglan e Redwood (1974) para determinar a capacidade resistente à FMA, na qual a adaptação para vigas casteladas é mostrada na **Figura 2.20**.

Figura 2.20 - Adaptação do modelo do Steel Design Guide 31 para vigas casteladas mistas no caso de momento negativo



Fonte: Adaptado de Ferreira, Martins e Nardin (2021)

em que:

S é o espaçamento de centro a centro das aberturas;

C_i é a força axial que comprime o tê inferior;

T_i é a força axial que traciona o concreto;

h_{ef} é a altura efetiva da viga alveolar mista;

D_0 é a altura da abertura;

b_w é a largura do montante da alma;

θ é o ângulo da abertura;

y_0 é a distância entre o centro geométrico do tê e sua borda soldada;

M_i é o momento fletor na seção duplo tê, calculado pela Equação (2.50);

V_h é a força de cisalhamento horizontal no montante da alma, calculada pela Equação (2.51).

$$V_h = \left| \frac{M_{i+1} - M_i}{h_{ef}} \right| \quad \textbf{(2.50)}$$

$$M_{Vh} = \left(\frac{D_0}{2}\right) V_h \quad \textbf{(2.51)}$$

A proposição de Aglan e Redwood (1974) é válida apenas para $450 \leq \theta \leq 600$, $10 \leq b_w/t_w \leq 30$ e $D_0/b_w \leq 8$. Neste método, o momento fletor plástico (M_{pl}) é calculado através da Equação (2.52).

$$M_{pl} = 0{,}25\, t_w\, (b_w + 2\, s)^2\, f_y \quad \textbf{(2.52)}$$

em que:

s é o comprimento da parte inclinada da abertura hexagonal.

Para θ = 45°, a capacidade resistente à FMA é obtida de acordo com os casos apresentados nas Equações (2.53), (2.54) e (2.55). O valor de $M_{W,Rk}/M_{pl}$ é limitado a 0,26, que corresponde a $M_{W,Rk}/M_{pl}$ ara $b_w/t_w = 10$ com $D_0/b_w = 2$. Pode-se interpolar as Equações (2.53), (2.54) e (2.55) com base no valor real de b_w/t_w para $M_{W,Rk}/M_{pl}$ quando θ = 45°.

$$se\ \frac{b_w}{t_w} = 10 \rightarrow \quad M_{W,Rk} = M_{pl}\left[0{,}351 - 0{,}051\left(\frac{D_0}{b_w}\right) + 0{,}0026\left(\frac{D_0}{b_w}\right)^2\right] \leq 0{,}26\, M_{pl} \quad \textbf{(2.53)}$$

$$se\ \frac{b_w}{t_w} = 20 \rightarrow \quad M_{W,Rk} = M_{pl}\left[3{,}276 - 1{,}208\left(\frac{D_0}{b_w}\right) + 0{,}154\left(\frac{D_0}{b_w}\right)^2 - 0{,}0067\left(\frac{D_0}{b_w}\right)^3\right] \quad \textbf{(2.54)}$$

$$se\ \frac{b_w}{t_w} = 30 \rightarrow \quad M_{W,Rk} = M_{pl}\left[0{,}952 - 0{,}30\left(\frac{D_0}{b_w}\right) + 0{,}0319\left(\frac{D_0}{b_w}\right)^2 - 0{,}0011\left(\frac{D_0}{b_w}\right)^3\right] \quad \textbf{(2.55)}$$

em que:

$M_{W,Rk}$ é o momento fletor resistente à instabilidade no montante de alma característico.

Para θ = 60°, a capacidade resistente à FMA é obtida de acordo com os casos apresentados nas Equações (2.56), (2.57) e (2.58). O valor de $M_{W,Rk}/M_{pl}$ é limitado a 0,493, que corresponde a $M_{W,Rk}/M_{pl}$ ara $b_w/t_w = 10$ com $D_0/b_w = 2$. Pode-se interpolar as Equações (2.56), (2.57) e (2.58) com base no valor real de b_w/t_w para $M_{W,Rk}/M_{pl}$ quando θ = 60°.

$$se\ \frac{b_w}{t_w} = 10 \rightarrow \quad M_{W,Rk} = M_{pl}\left[0{,}587\ (0{,}917)^{\frac{D_0}{b_w}}\right] \leq 0{,}493\, M_{pl} \quad \textbf{(2.56)}$$

$$se\ \frac{b_w}{t_w} = 20 \rightarrow \quad M_{W,Rk} = M_{pl}\left[1{,}96\ (0{,}699)^{\frac{D_0}{b_w}}\right] \quad \textbf{(2.57)}$$

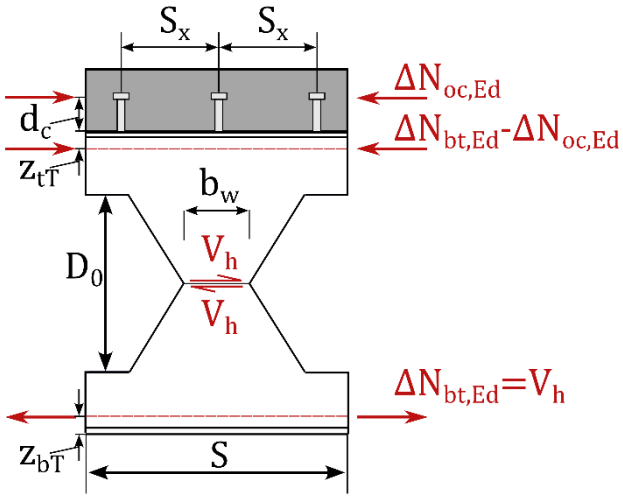
$$se\ \frac{b_w}{t_w} = 30\ \rightarrow \qquad M_{W,Rk} = M_{pl}\left[2{,}55\ (0{,}574)^{\frac{D_0}{b_w}}\right] \tag{2.58}$$

Um método alternativo de cálculo envolve determinar a capacidade resistente ao cisalhamento horizontal ($V_{Wh,Rk}$), dada pela Equação (2.59).

$$V_{Wh,Rk} = \frac{M_{W,Rk}}{0{,}5\ D_0} \tag{2.59}$$

A versão preliminar da norma Eurocode 4 (prEN 1994-1-1:2024) define as forças que atuam no montante da alma entre aberturas próximas em uma viga alveolar mista conforme a Figura 2.21. A força de cisalhamento horizontal que atua no montante da alma de uma viga mista (V_h) é dada pela diferença entre as forças axiais nos têS inferiores, conforme as Equações (2.60), (2.61) e (2.62).

Figura 2.21 – Forças no montante da alma entre aberturas de acordo com o Eurocode 4



Fonte: Adaptado de Eurocode 4 (prEN 1994-1-1:2024)

$$V_h = \frac{V_{av,Ed}\ S}{d_g - z_{bT} + d_c} \tag{2.60}$$

$$V_h = \frac{V_{av,Ed}\ S - \Delta N_{oc,Ed}(z_{tT} + d_c)}{d_g - z_{bT} - z_{tT}} \tag{2.61}$$

$$\Delta N_{oc,Ed} = P_{Rd}\ S\ \left(\frac{n_r}{S_x}\right) \tag{2.62}$$

em que:

$V_{av,Ed}$ é o valor médio das forças cortantes no centro de aberturas adjacentes;

$\Delta N_{oc,Ed}$ é a força de compressão desenvolvida pelos conectores de cisalhamento colocados entre as linhas centrais de aberturas adjacentes;

$\Delta N_{bt,Ed}$ é a força de tração de projeto no T inferior;

P_{Rd} é a resistência ao cisalhamento de um conector;

S é o espaçamento de centro a centro das aberturas;

S_x é o espaçamento entre conectores ao longo da viga;

d_g é a altura total do perfil;

d_c é a distância entre o centroide da parte comprimida da laje e a face superior do perfil de aço;

n_r é o número de conectores ao longo da viga;

z_{bT} é a distância do centroide do tê inferior e a base do perfil de aço;

z_{tT} é a distância do centroide do tê superior e o topo do perfil de aço.

É importante notar que a força de cisalhamento horizontal definida pela Equação (2.50) do Eurocode 4 (prEN 1994-1-1:2024)[1] fornece valores muito próximos daqueles fornecidos pela Equação (2.60) do Steel Design Guide 31 (Fares; Coulson; Dinehart, 2016), e ambas as formulações fornecem valores iguais no caso da força de cisalhamento vertical ser uniforme ao longo do vão analisado. Desse modo, em relação as regiões de momento negativo, sugere-se a mesma adaptação do procedimento do Steel Design Guide 31 para adaptar também o procedimento do Eurocode 4. Para essa adaptação, (d_c) passa a ser a distância entre o centro geométrico das barras de reforço e o topo do perfil de aço.

O Eurocode 3 parte 1-13 (EN 1993-1-13:2024) é uma norma específica para o dimensionamento de vigas com grandes aberturas na alma. Para a avaliação da resistência à flambagem do montante da alma em vigas alveolares de aço, a norma estabelece uma formulação baseada no comprimento efetivo do montante comprimido, o qual depende da geometria das aberturas. De acordo com esse procedimento, a força axial solicitante no montante da alma ($N_{wp,Ed}$) deve satisfazer a condição dada na Equação (2.63).

$$\frac{N_{wp,Ed}}{N_{wp,Rd}} \leq 1{,}0 \qquad \textbf{(2.63)}$$

[1] Draft da segunda geração do Eurocode 4 (prEN 1994-1-1:2024), atualmente em fase final de publicação.

em que:

$N_{wp,Rd}$ é a capacidade resistente à flambagem do montante da alma.

Para essa verificação, a norma estabelece que a força de compressão atuante no montante da alma ($N_{wp,Ed}$) deve ser considerada igual à força de cisalhamento horizontal (V_h), conforme a Equação (2.64).

$$N_{wp,Ed} = V_h \tag{2.64}$$

A capacidade resistente à flambagem do montante da alma ($N_{wp,Rd}$) é dada pela Equação (2.65).

$$N_{wp,Rd} = \frac{\chi_{wp}\ b_w\ (t_w\ f_y)}{\gamma_V} \tag{2.65}$$

em que:

b_w é a largura efetiva do montante da alma comprimido;

$t_w\ f_y$ é o produto entre a espessura da alma e a tensão de escoamento, devendo ser adotado o menor valor obtido entre as almas superior e inferior, consideradas individualmente;

γ_V é o coeficiente parcial de segurança;

χ_{wp} é o fator de redução devido a FMA, e deve ser determinado a partir da curva de flambagem apresentada na seção 8.3.1.3 da norma EN 1993-1-1:2022 para todas as classes de aço, com a esbelteza relativa da alma (λ_{wp}). As Equações (2.66), (2.67) e (2.68) permitem o cálculo desse parâmetro.

$$\lambda_{wp} = \frac{1{,}75\sqrt{2\ b_w^2 + D_0^2}}{t_w}\frac{1}{\lambda_1} \leq \frac{2{,}7\ D_0}{t_w}\frac{1}{\lambda_1} \tag{2.66}$$

$$\lambda_1 = \pi\sqrt{\frac{E}{f_y}} = 93{,}9\ \varepsilon \tag{2.67}$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \tag{2.68}$$

em que:

λ_1 é a esbelteza de referência para determinar a esbelteza relativa;

ε é um parâmetro material que depende da tensão de escoamento.

2.3.3 Influência das tensões residuais no comportamento estrutural

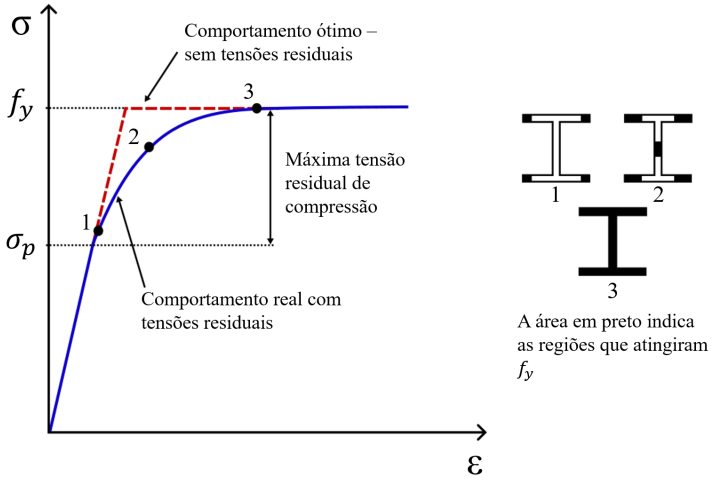
A estabilidade de estruturas de aço é significativamente afetada pela variabilidade das imperfeições dos materiais. Pesquisas indicam que essas imperfeições, têm um impacto considerável na estabilidade geral da estrutura (Ferreira Filho *et al.,* 2022; Tankova *et al.,* 2018a; 2018b; 2019; 2021).

Na literatura, os efeitos das tensões residuais no comportamento dos perfis I de aço são bastante discutidos. Rossi *et al.* (2021c) e Oliveira *et al.* (2024) destacam que a tensão última e o modo de falha são mais sensíveis à distribuição das tensões residuais do que à magnitude da imperfeição geométrica inicial. Segundo Sonck, Van Impe e Belis (2014), no caso de perfis I, as tensões residuais também prejudicam a capacidade resistente global à flambagem. Além disso, essas tensões influenciam ainda mais quando a resistência a instabilidade é obtida em regime inelástico, depois que as mesas comprimidas atingem a resistência ao escoamento do aço (Rossi *et al.*, 2021 c; 2021 b; Young, 1975).

Em geral, Sonck (2014) afirma que as tensões residuais reduzem a capacidade resistente última da peça, acelerando o início do comportamento inelástico, aumentando assim sua flexibilidade e reduzindo a capacidade resistente à instabilidade. Para peças de seção I com esbeltez intermediária, a autora explica que as tensões compressivas nas pontas da mesa têm um efeito prejudicial na estabilidade da peça, tanto em compressão quanto em flexão. Se a instabilidade for evitada, a resistência plástica permanecerá inalterada, mas as deformações serão maiores do que em uma peça sem tensões residuais, completa a autora.

A associação de cargas e tensões residuais faz com que a resposta inelástica das vigas de aço atinja valores de tensão inferiores à resistência ao escoamento (Young, 1975; Galambos, 1963; Spoorenberg; Snijder; Hoenderkamp, 2011). Rossi *et al.* (2021c) explicam que o escoamento nesses elementos começa com um valor de tensão, chamado de tensão de proporcionalidade (σ_p), obtido subtraindo o valor da tensão residual (σ_r) do valor da tensão de escoamento (f_y) obtido no teste de tração axial, como pode ser visto na Figura 2.22.

Figura 2.22 - Curva tensão deformação com e sem as tensões residuais



Fonte: Adaptado de Rossi *et al.* (2021c)

O início do escoamento ocorrerá mais rapidamente nas extremidades das mesas, aumentando a flexibilidade da peça e reduzindo a resistência à instabilidade correspondente (Lay; Ward, 1969).

Para análises não lineares de vigas mistas de aço e concreto submetidas a momento negativo, a consideração das imperfeições estruturais e da não linearidade do material é primordial para a avaliação da FLD (Bradford, 2000; Bradford; Johnson, 1987; Chen; Jia, 2010; Oliveira *et al.*, 2021; 2022; Rossi *et al.*, 2020 c; 2021b; 2021c; 2023; Vrcelj; Bradford, 2009). Por outro lado, as tensões residuais podem ser desconsideradas para vigas mistas de aço e concreto submetidas apenas ao momento positivo, uma vez que elas não influenciam seu comportamento estrutural (Ferreira; Martins; de Nardin, 2021).

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

CAPÍTULO 3
PROGRAMA EXPERIMENTAL

Neste capítulo, serão descritas as características das vigas utilizadas para as medições de tensão residual, o processo de produção destas e a metodologia utilizada no ensaio de seccionamento. Por fim, serão apresentados os resultados experimentais e esses serão comparados com os resultados da literatura.

Este estudo integra um projeto de pesquisa sobre o comportamento de vigas de aço e mistas de aço e concreto, compostas por perfis castelados e de alma cheia. As amostras foram reaproveitadas da produção dos perfis utilizados nos testes experimentais de Oliveira *et al.* (2025) e Dos Santos *et al.* (2025). Tanto esta pesquisa quanto as citadas foram desenvolvidos dentro do Grupo de Pesquisa em Análises Numéricas (GPNum) da Universidade Estadual de Maringá (UEM).

3.1 ENSAIO DE SECCIONAMENTO

3.1.1 Geometria e materiais

Para a fabricação das vigas casteladas, a máquina de corte a plasma com controle numérico computadorizado (CNC) foi utilizada para cortar os perfis I originais, conforme apresentado na Figura 3.1 a. Na sequência, as duas partes do perfil foram separadas e então, foi realizado o processo de chanfro com uma esmerilhadeira elétrica angular (Figura 3.1 b), proporcionando melhor penetração do material de solda. Para o processo de soldagem, faz-se primeiro o ponteamento, que é o posicionamento e fixação das metades da alma por meio de pontos de solda. A partir disso, faz-se a solda efetiva na alma, fazendo-se os cordões de solda, ou seja, a solda contínua (Figura 3.1 c) usando soldagem a arco de metal a gás (GMAW) com gás inerte de metal (MIG) e um eletrodo de arame MIG com uma resistência nominal à tração de 760 MPa. Os perfis finais são apresentados na Figura 3.1 d.

Figura 3.1 - Fabricação das vigas casteladas



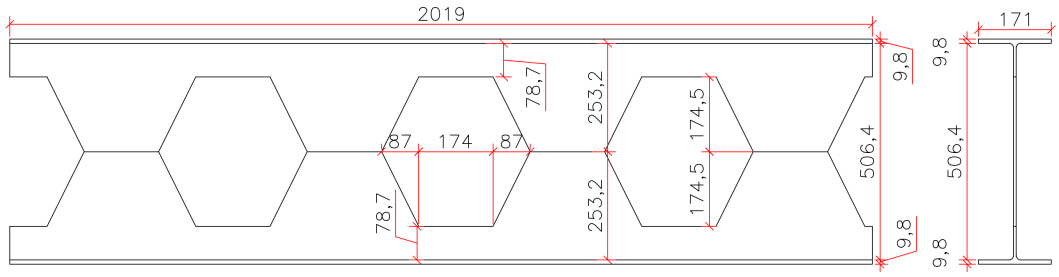
a) Corte térmico b) Processo de separação e chanfro

c) Soldagem dos montantes das almas d) Vigas casteladas fabricadas

Fonte: Adaptado Oliveira *et al.* (2025)

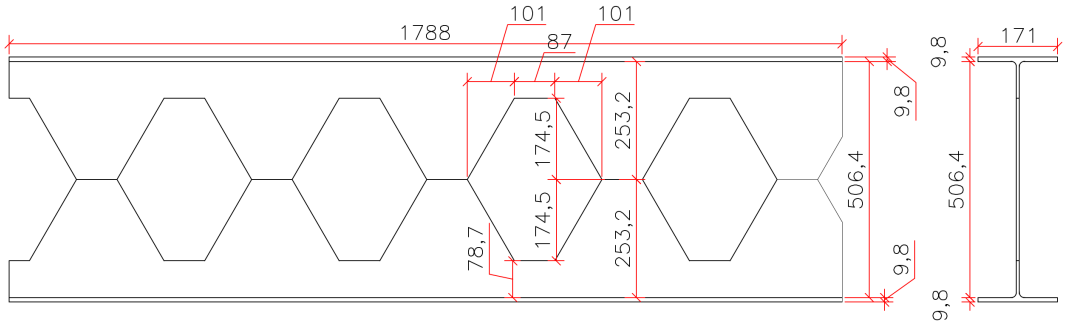
Com o objetivo de analisar a distribuição de tensões residuais em perfis I de aço ASTM A572 Gr60, foram realizados ensaios experimentais em três perfis. Um corresponde à seção original W360x44,6 e os outros dois são vigas casteladas com aberturas nos padrões Peiner e Anglo-Saxão. As Figuras 3.2, 3.3 e 3.4 apresentam os detalhes geométricos de cada viga.

Figura 3.2 - Geometria da viga castelada de padrão Peiner (dimensões em mm)



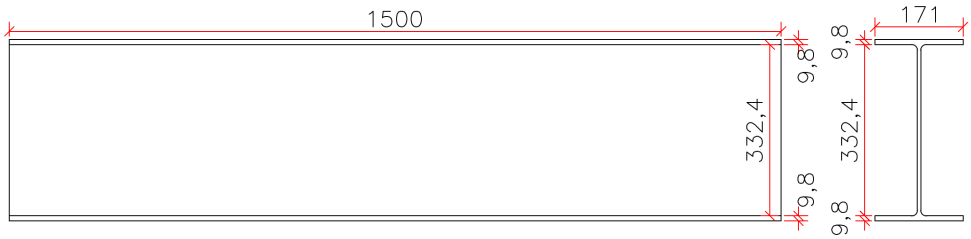
Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.3 - Geometria da viga castelada de padrão Anglo-Saxão (dimensões em mm)



Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.4 - Geometria da seção original W360x44.6 (dimensões em mm)



Fonte: A Autora (2026)

Com relação ao material do aço da viga, a Tabela 3.1 apresenta as propriedades nominais do aço ASTM A572 Gr60.

Tabela 3.1 - Propriedades nominais do aço das vigas

Material	E (MPa)	ν	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Perfil I	200000	0,3	415	520

Fonte: A Autora (2026)

Ensaios de caracterização do aço foram realizados por Dos Santos *et al.* (2025). Quatro amostras foram retiradas das mesas e da alma de uma viga I. A Tabela 3.2 apresenta os resultados do ensaio de tração axial do aço dos perfis utilizados.

Tabela 3.2 - Resultados do teste de tração axial dos corpos de prova de aço

Peça	f_y médio (MPa)	Desvio Padrão (MPa)	f_u médio (MPa)	Desvio Padrão (MPa)	E (MPa)
Perfil I	422,54	25,01	529,19	19,67	200000

Fonte: Adaptado de Dos Santos *et al.* (2025)

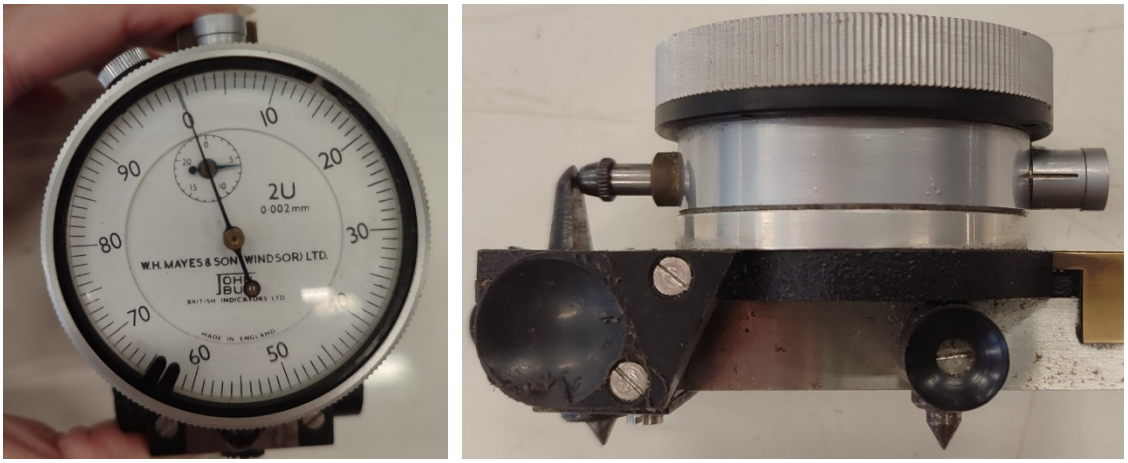
3.1.2 Instrumentação

Para as medições, utilizou-se um extensômetro mecânico da marca “John Bull British Indicators”, destinado à leitura de deformações e composto por dois relógios medidores. O equipamento apresenta precisão de $1{,}99\times10^{-6}$ unidades de deformação. Nele, o ponteiro menor registra valores em centésimos de deformação, enquanto o ponteiro maior registra os milésimos.

O extensômetro possui duas agulhas que se encaixam em furos previamente executados na superfície das amostras. Uma das agulhas é móvel e permite o ajuste do posicionamento até que a segunda agulha, fixa, alcance o segundo furo.

As Figura 3.5 apresenta o extensômetro utilizado.

Figura 3.5 - Extensômetro mecânico



a) Relógios medidores b) Vista lateral

Fonte: A Autora (2026)

O puncionamento para a abertura de furos na superfície das vigas foi realizado com auxílio de um gabarito metálico dotado de pontas cônicas, semelhantes às agulhas do extensômetro empregado nas medições. O gabarito pode ser observado na Figura 3.6.

Figura 3.6 - Gabarito metálico com pontas cônicas



Fonte: A Autora (2026)

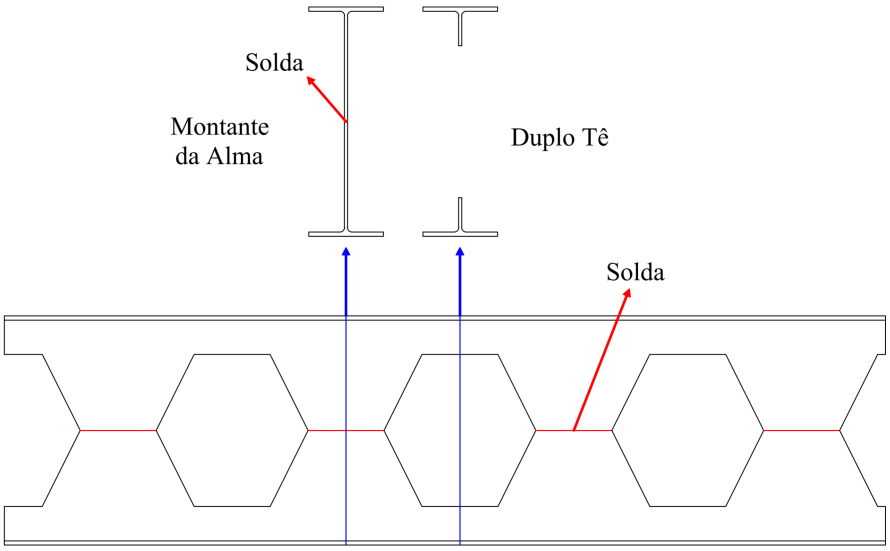
O seccionamento das seções foi realizado por corte a jato d'água. Esse procedimento provoca reduzida elevação de temperatura no material e, portanto, minimiza alterações nas tensões residuais das vigas. Os cortes das fatias ocorreram em agosto de 2025, na empresa Katana Cortes a Jato d'Água, localizada em Pinhais, Paraná. Utilizou-se máquina de corte a jato d'água da marca Flow, modelo Flow Flybridge, operando com pressão aproximada de 60.000 psi.

3.1.3 Metodologia do ensaio

Os ensaios foram realizados de acordo com o trabalho de Tebedge, Alpsten e Tall (1973), por meio do método do seccionamento associado a medições com extensômetro mecânico, conforme apresentado na Seção 2.1.3.1.

Perfis castelados apresentam variações geométricas ao longo do comprimento devido à presença de aberturas na alma, o que resulta em comportamento estrutural não uniforme. Essas variações influenciam a rigidez e a distribuição de tensões, exigindo a análise de seções representativas. Nesse contexto, consideram-se o montante da alma e a região em duplo tê, conforme ilustrado na Figura 3.7.

Figura 3.7 - Seções de uma viga castelada

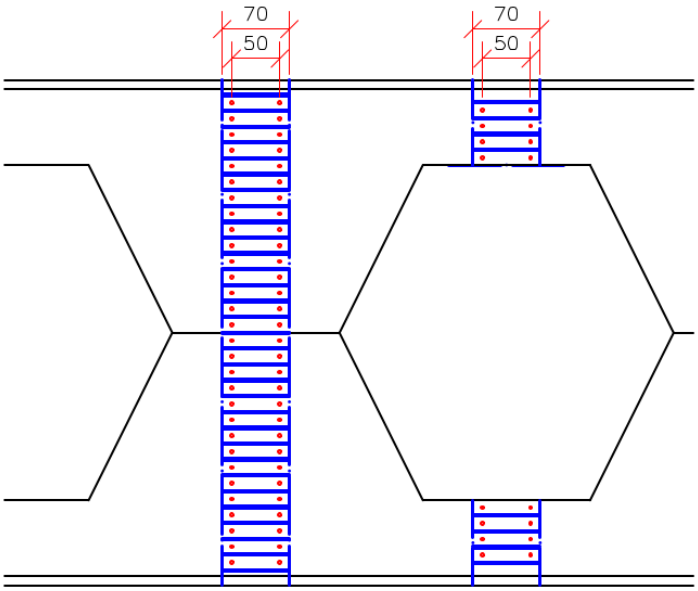


Fonte: A Autora (2026)

As seções selecionadas para análise foram posicionadas a uma distância mínima das extremidades equivalente a duas vezes a altura da viga. Esse critério visa reduzir possíveis perturbações das tensões residuais associadas a efeitos de borda.

A partir da medida base do extensômetro, definiu-se o espaçamento entre os furos necessários ao encaixe das agulhas do equipamento. Esse procedimento garantiu comprimento suficiente para a medição e margem de segurança lateral. Também foi definida a espessura das fatias com base na literatura, a fim de obter base de dados adequada para a construção do padrão de distribuição das tensões residuais nas seções do perfil. Neste trabalho, adotou-se medida base de 50 mm e espessura de fatias de 15 mm, conforme a Figura 3.8.

Figura 3.8 - Cortes e furos em cada seção de uma viga castelada (dimensões em mm)



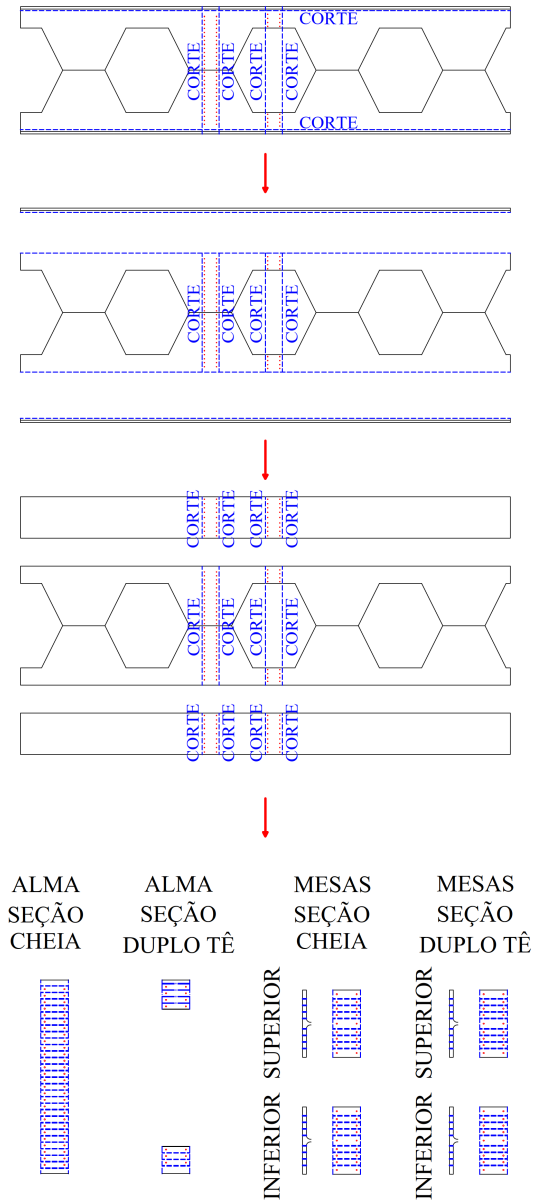
Fonte: A Autora (2026)

Os perfis analisados foram denominados Perfil de Alma Cheia, Perfil com padrão Anglo-Saxão e Perfil com padrão Peiner, identificados como PAC, PAS e PP, respectivamente. Nos perfis com aberturas, realizaram-se medições no montante da alma e no duplo T, denominados PAS-MA e PAS-DT.

Cada seção avaliada foi subdividida em fatias distribuídas na alma e nas mesas superior e inferior. Essas regiões foram identificadas como PAS-MA-A, PAS-MA-MS e PAS-MA-MI, seguidas de numeração sequencial de cima para baixo. Para avaliação da deformação associada à variação térmica, corpos de prova foram retirados das almas e de uma mesa de cada viga, sendo nomeados PAC-T-A e PAC-T-M.

A Figura 3.9 ilustra o processo de seccionamento de uma viga castelada. Inicialmente, realiza-se a separação entre mesas e alma, seguida do corte das fatias em cada uma dessas partes. O fatiamento ao longo da espessura do perfil não foi necessário, uma vez que essa dimensão é reduzida.

Figura 3.9 - Processo de seccionamento de uma viga castelada de padrão Peiner



Fonte: A Autora (2026)

Na sequência, foram executadas as perfurações nos pontos de apoio do extensômetro. A perfuração constituiu a primeira etapa do ensaio experimental e está apresentada na Figura 3.10.

Figura 3.10 - Processo de perfuração de viga castelada para medição



c) Lixamento das rebarbas da solda



d) Perfuração do montante da alma



e) Perfuração da parte externa da mesa



f) Perfuração da parte interna da mesa

Fonte: A Autora (2026)

Os furos foram puncionados com o gabarito metálico que acompanha o extensômetro. Esse procedimento provoca pequena deformação plástica no perímetro do furo, o que pode afetar as medições. Dessa forma, realizou-se lixamento após a perfuração. O lixamento gera partículas metálicas que podem se acumular nas perfurações e comprometer a leitura. Por esse motivo, efetuou-se limpeza por jateamento de ar comprimido. A Figura 3.11 apresenta uma viga castelada após a execução das perfurações e a identificação das fatias.

Figura 3.11 - Perfurações e identificações das fatias no perfil castelado padrão Anglo-Saxão



Fonte: A Autora (2026)

Com os pares de furos executados, procedeu-se à medição inicial de cada faixa das seções, apresentada na Figura 3.12.

Figura 3.12 - Medições iniciais



a) Medição da mesa superior b) Medição da mesa superior

c) Medição do montante da alma d) Medição do montante da alma

Fonte: A Autora (2026)

Durante as medições, o extensômetro apoia-se por meio das agulhas cônicas nos furos previamente executados. O equipamento é altamente sensível e registra deformações de pequena magnitude. Pequenas variações de posicionamento entre leituras podem gerar diferenças nos resultados. Assim, adotou-se metodologia padronizada de utilização.

Todas as medições foram realizadas com a mesma orientação do equipamento, posicionando a agulha móvel à esquerda e a fixa à direita. O manuseio foi mantido o mais uniforme possível. Apesar disso, por se tratar de procedimento manual, não é possível reproduzir exatamente a mesma força e movimento em todas as leituras. Buscou-se manter o aparelho alinhado durante as medições.

O processo iniciou-se com a calibração do extensômetro por meio do gabarito perfurado fornecido com o equipamento. O valor medido no gabarito foi ajustado para zero no ponteiro dos milésimos. O valor correspondente aos centésimos foi registrado para posterior inclusão no cálculo das deformações finais.

Após a calibração, realizaram-se diariamente medições nos corpos de prova de temperatura. Esses resultados foram utilizados como referência para separar deformações decorrentes do relaxamento após o seccionamento daquelas associadas à variação térmica. Em seguida, executaram-se as medições nas fatias, mantendo padrão de registro e identificação.

As leituras foram realizadas no sentido da esquerda para a direita, tendo como referência as anotações na superfície do material com a nomenclatura da fatia, com o equipamento orientado conforme definido. O manuseio foi controlado para permitir o ajuste adequado das agulhas aos furos sem provocar escorregamento. O extensômetro foi movimentado com pequenas inclinações laterais para facilitar o assentamento das agulhas e estabilização dos relógios medidores.

O processo de medição exigiu tempo e prática. Nas primeiras leituras, observou-se maior variabilidade entre medições repetidas em um mesmo par de furos, associada ao processo de familiarização com o equipamento. Com a continuidade dos ensaios, verificou-se maior consistência no procedimento.

Em alguns pontos, foi necessário repetir perfurações devido à irregularidade dos furos ou à impossibilidade de leitura quando o espaçamento era inferior ao mínimo alcançável pelas agulhas. Nesses casos, executou-se novo par de furos em posição próxima e os furos anteriores foram marcados para evitar utilização.

Após as medições iniciais, a viga foi seccionada em fatias. As medições subsequentes permitiram quantificar as deformações decorrentes da perda de material durante o corte. Para que essas deformações representassem exclusivamente o relaxamento das tensões residuais, o processo de corte não deve alterar significativamente a temperatura do material.

A literatura indica o corte por jato d’água e o corte por eletroerosão a fio como métodos adequados para esse tipo de ensaio, pois limitam a elevação de temperatura e preservam as propriedades do material. Considerando as dimensões das vigas analisadas, adotou-se o corte por jato d’água, em razão da limitação de capacidade dos equipamentos de eletroerosão disponíveis nas empresas consultadas. A Figura 3.13 apresenta a máquina de corte a jato d’água que foi utilizada no presente trabalho.

Figura 3.13 - Máquina de corte a jato d’água



Fonte: A Autora (2026)

O corte a jato d’água apresenta elevada precisão, uma vez que o bico da máquina é totalmente controlado por sistema computacional e pode seguir desenhos previamente elaborados com dimensões praticamente exatas. O operador realiza a calibração inicial definindo manualmente um ponto de coordenadas x e y de referência, de acordo com o desenho, e, em seguida, inicia o processo de corte. O procedimento permite interrupção, ajuste ou reinício a qualquer momento, quando necessário (Figura 3.14).

Figura 3.14 - Detalhe do jato d'água separando a alma das mesas



Fonte: A Autora (2026)

A execução dos cortes inicia-se com a separação das mesas e da alma de cada viga. Após essa etapa, obtêm-se chapas independentes de cada componente, possibilitando o traçado das fatias diretamente em seus planos. Conforme mencionado anteriormente, o operador recebeu os desenhos previamente conferidos pela autora, contendo as furações e as dimensões necessárias para o corte. A calibração foi realizada individualmente em cada chapa de mesa e de alma antes da continuidade do processo.

Durante o corte das fatias, existia risco de desprendimento das peças e queda no tanque de água localizado sob a grade de apoio. Para reduzir essa possibilidade, o corte vertical em relação ao plano da chapa foi ajustado de modo a preservar aproximadamente um milímetro de material sem seccionamento completo. Dessa forma, a fatia permanecia presa à chapa e era posteriormente destacada após a retirada da peça da grade.

A Figura 3.15 ilustra o processo de corte das vigas.

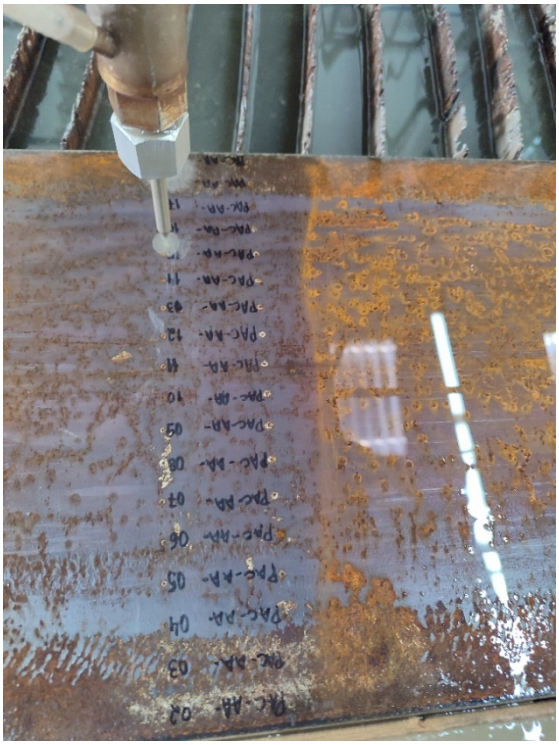
Figura 3.15 - Procedimento de corte dos perfis por jato d'água



a) Separação das mesas e da alma



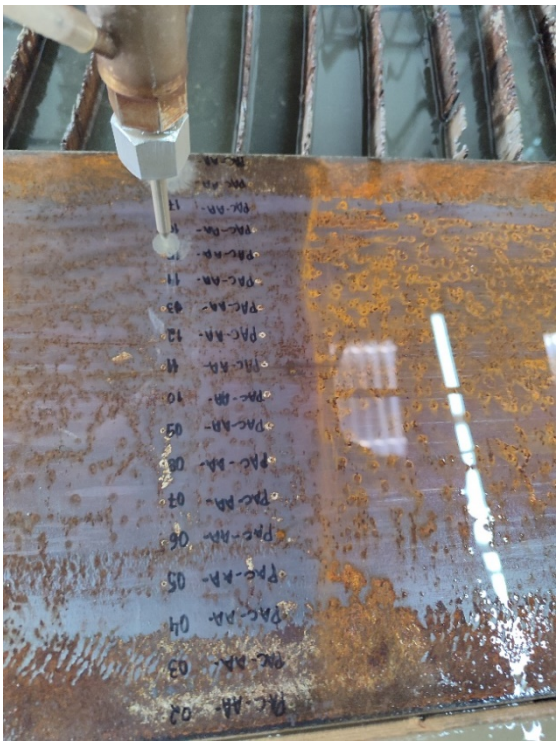
b) Mesas e alma separadas



c) Início do processo de corte



d) Cortes horizontais



e) Cortes horizontais e verticais



f) Fatias cortadas do montante da alma



g) Corte vertical da mesa



h) Fatias cortadas da mesa

Fonte: A Autora (2026)

Apesar dos cuidados adotados, duas fatias caíram no tanque e não puderam ser recuperadas. O fundo do tanque contém areia abrasiva, partículas de aço e outros resíduos provenientes do processo, o que dificulta a localização das peças. Devido à pequena

dimensão e ao peso das fatias, estas se perdem com facilidade no material depositado no fundo.

Após o seccionamento, deu-se continuidade ao ensaio por meio da aferição das novas distâncias entre as perfurações em cada fatia, seguindo o mesmo procedimento descrito anteriormente para utilização do extensômetro mecânico.

Por fim, a comparação entre as medições iniciais e finais permite determinar as deformações em cada fatia das seções analisadas. A partir dessas deformações e da aplicação da Lei de Hooke, procedeu-se ao cálculo das tensões residuais.

3.2 RESULTADOS E DISCUSSÕES

3.2.1 Medições

As medições foram realizadas ao longo do ano de 2025. As deformações foram medidas em cada par de furos com o auxílio de um extensômetro mecânico. Para cada par, foram realizadas três leituras, adotando-se a média aritmética como valor representativo. O extensômetro empregado fornece leituras em unidades de deformação, a partir de uma base inicial definida pelo gabarito de calibração.

Adicionalmente, em cada dia de ensaio, foram realizadas três medições em um corpo de prova destinado à aferição da variação térmica. Esse procedimento foi adotado separadamente para mesas e alma de cada viga. Conforme descrito na Seção 2.1.3.1, a utilização de corpos de prova permite isolar a parcela de deformação associada à diferença de temperatura entre a medição inicial e a final. O valor obtido é posteriormente descontado da deformação medida nas fatias.

As deformações aferidas durante o ensaio de seccionamento, as tensões residuais calculadas e as incertezas inerentes ao método são apresentadas detalhadamente no Apêndice A.

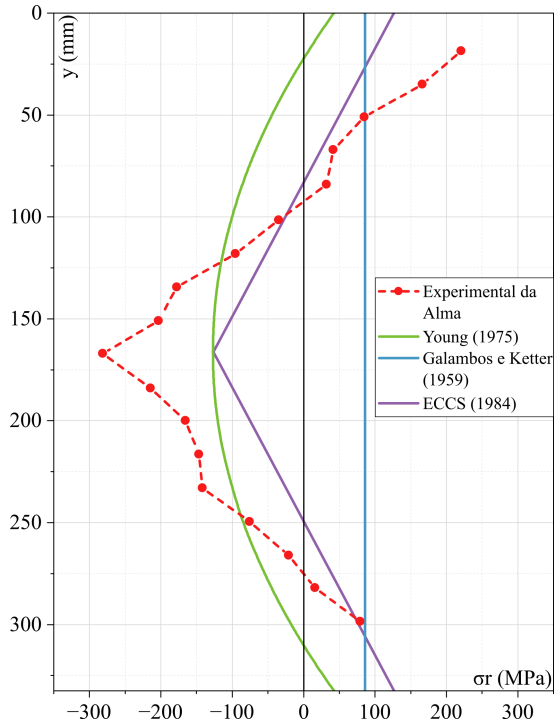
Não foram observadas curvaturas em nenhuma das fatias retiradas das vigas. Desse modo, a deformação líquida devido à relaxação (ε_r) foi calculada conforme a Equação (2.3). Valores positivos de deformação líquida devido à relaxação (ε_r) indicam tensões residuais (σ_r) negativas, enquanto valores negativos de ε_r indicam tensões residuais positivas, sendo de compressão e tensão, respectivamente.

3.2.2 Distribuições de tensões residuais nos perfis

3.2.2.1 Perfil de Alma Cheia (PAC)

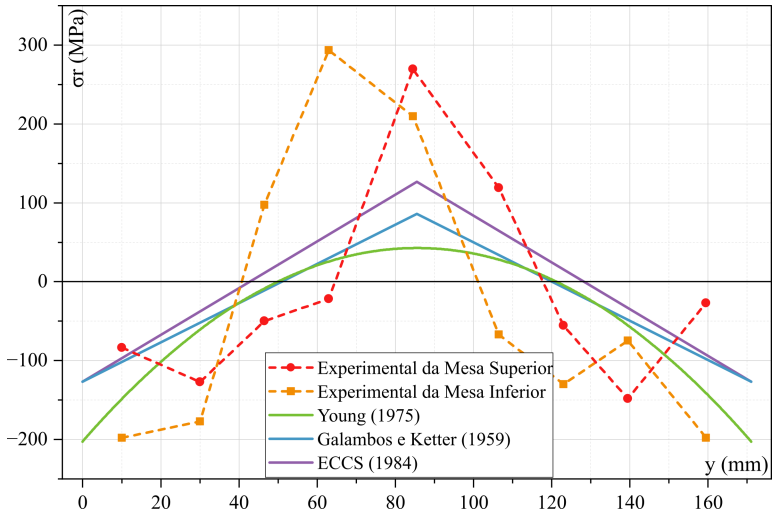
Os resultados experimentais de tensão residual para a seção transversal do perfil de alma cheia são apresentados nas Figuras 3.16 e 3.17.

Figura 3.16 - Resultados da alma no perfil de alma cheia



Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.17 - Resultados das mesas no perfil de alma cheia



Fonte: A Autora (2026)

Na alma, observaram-se tensões de tração nas extremidades e compressão na região central, com valores máximos aproximados de $0{,}36f_y$ e $0{,}67f_y$, respectivamente. A distribuição obtida apresenta semelhança com o modelo proposto por ECCS (1984), porém com maior amplitude, de modo que os valores máximos de compressão e tração, em módulo, superam os previstos. Nesse modelo, a magnitude das tensões residuais é influenciada pela relação entre altura e largura da seção, que define a fração da tensão de escoamento atingida por essas tensões.

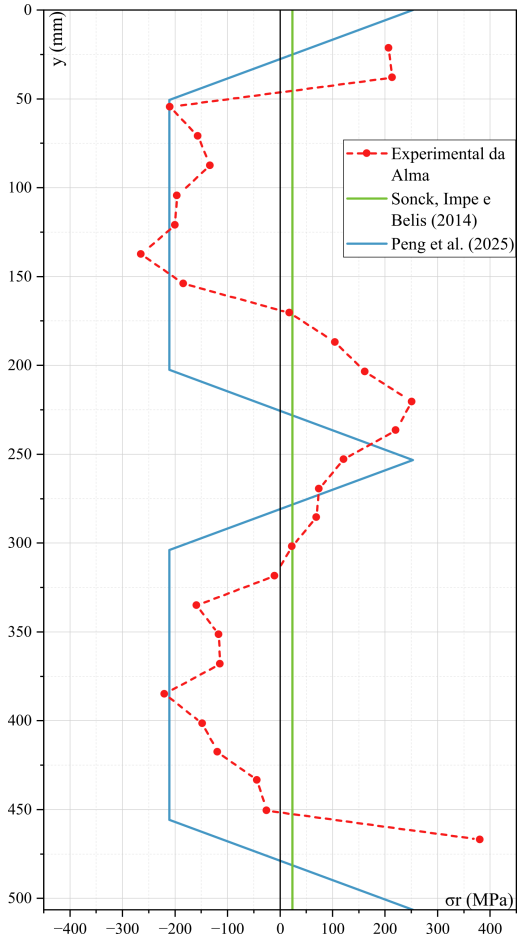
Nas mesas do perfil, verificou-se o padrão característico de perfis I laminados, com compressão nas extremidades em torno de $0{,}37f_y$ e tração na região central próxima de $0{,}67f_y$, sendo o último ligeiramente superior aos valores reportados na literatura. A distribuição também se aproxima da proposta de ECCS (1984), mantendo, contudo, maior amplitude.

3.2.2.2 Perfil Castelado no padrão Peiner (PP)

3.2.2.2.1 Montante da Alma (MA)

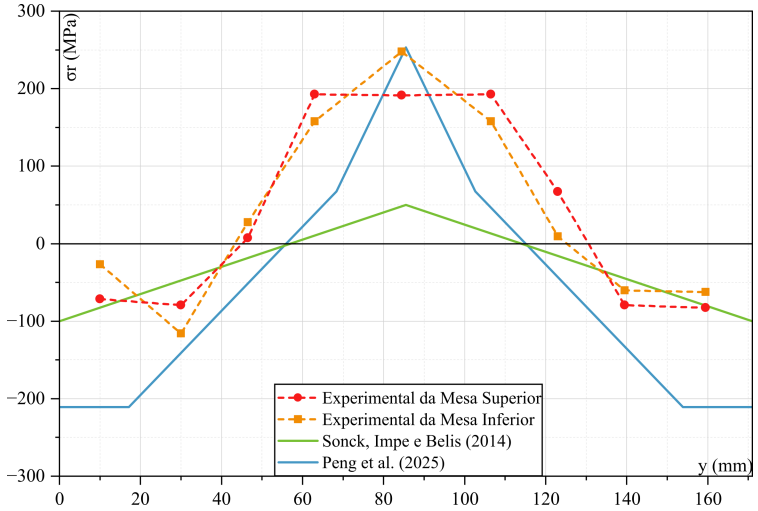
Os resultados experimentais de tensão residual para a seção do montante da alma do perfil com aberturas no padrão Peiner são apresentados nas Figuras 3.18 e 3.19.

Figura 3.18 - Resultados da alma na seção do montante da alma no perfil Peiner



Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.19 - Resultados das mesas na seção do montante da alma no perfil Peiner



Fonte: A Autora (2026)

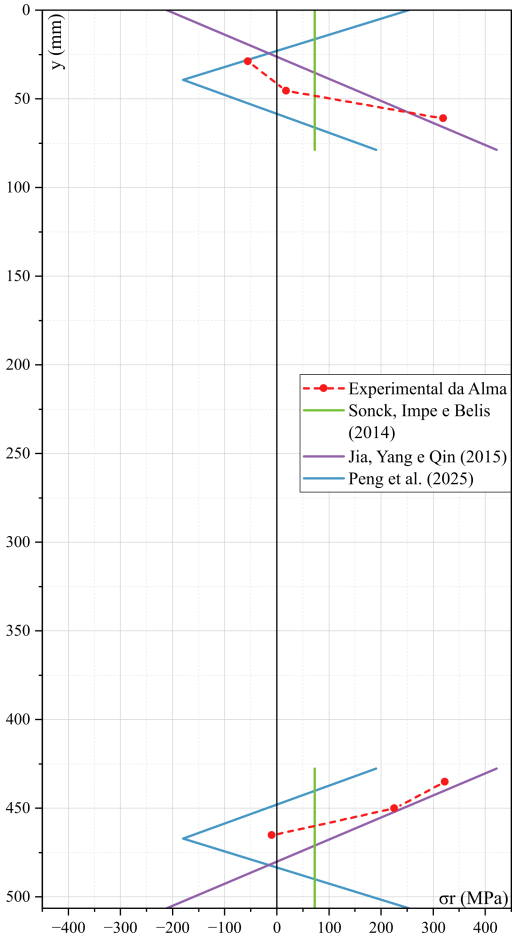
Na alma, observaram-se tensões residuais de tração nas extremidades e na região central, correspondente à zona soldada. Entre essas regiões, registraram-se tensões de compressão. Esse arranjo resultou em uma distribuição alternada de tração e compressão, em conformidade com o padrão de Peng *et al.* (2025). As tensões médias máximas de tração e compressão foram aproximadamente $0{,}67f_y$ e $0{,}57f_y$, respectivamente, valores similares aos propostos na literatura.

A distribuição de tensões residuais nas mesas seguiu o padrão esperado para perfis I laminados. As tensões de compressão nas extremidades apresentaram magnitude média de $0{,}20\ f_y$, valor ligeiramente inferior ao intervalo de $0{,}3f_y$ a $0{,}5f_y$ usualmente reportado. No centro das mesas, a tração foi da ordem de $0{,}52f_y$, compatível com a literatura.

3.2.2.2.2 Duplo Tê (DT)

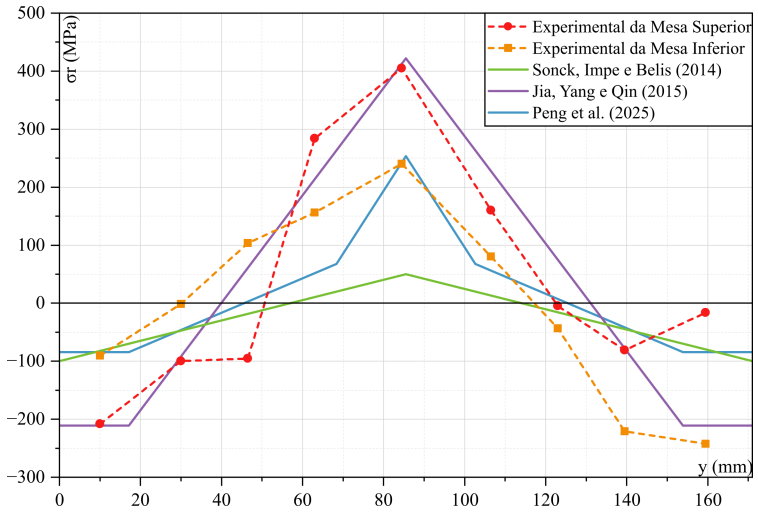
Os resultados experimentais de tensão residual para a seção do duplo tê do perfil com aberturas no padrão Peiner são apresentados nas Figuras 3.20 e 3.21.

Figura 3.20 - Resultados da alma na seção do duplo tê no perfil Peiner



Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.21 - Resultados das mesas na seção do duplo tê no perfil Peiner



Fonte: A Autora (2026)

Na alma, foram observadas trações próximas à abertura e compressões no centro dos tês. Devido à limitação de alcance do extensômetro, não foi possível medir pontos próximos à ligação alma mesa. Apenas três pontos foram aferidos por tê, o que restringiu a visualização detalhada da variação das tensões. Desse modo, as tensões médias máximas de tração e compressão foram aproximadamente $0{,}76f_y$ e $0{,}08f_y$, respectivamente, sendo o último valor ligeiramente inferior aos valores reportados na literatura. De modo geral, a seção apresentou tensões residuais intermediárias em comparação aos modelos de Jia, Yang e Qin (2015) e de Peng *et al.* (2025), com valores de pico próximos à tensão de escoamento (f_y), em concordância com o comportamento observado no primeiro modelo.

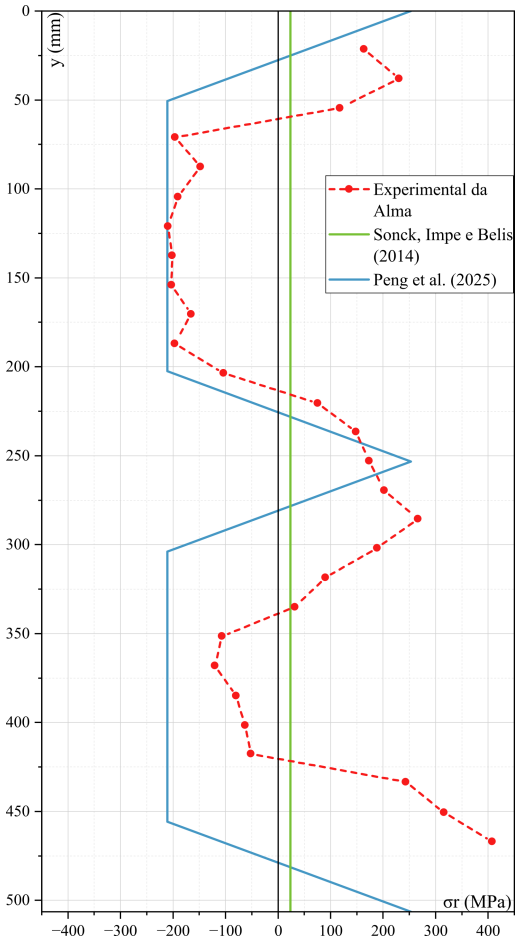
As mesas apresentaram o padrão característico de perfis I laminados. As compressões nas extremidades atingiram $0{,}37f_y$ e as trações centrais alcançaram $0{,}76f_y$, dentro da faixa da literatura. A distribuição de tensões em ambas as mesas se assemelha aos modelos de Jia, Yang e Qin (2015) e de Peng *et al.* (2025).

3.2.2.3 Perfil Castelado no padrão Anglo-Saxão (PAS)

3.2.2.3.1 Montante da Alma (MA)

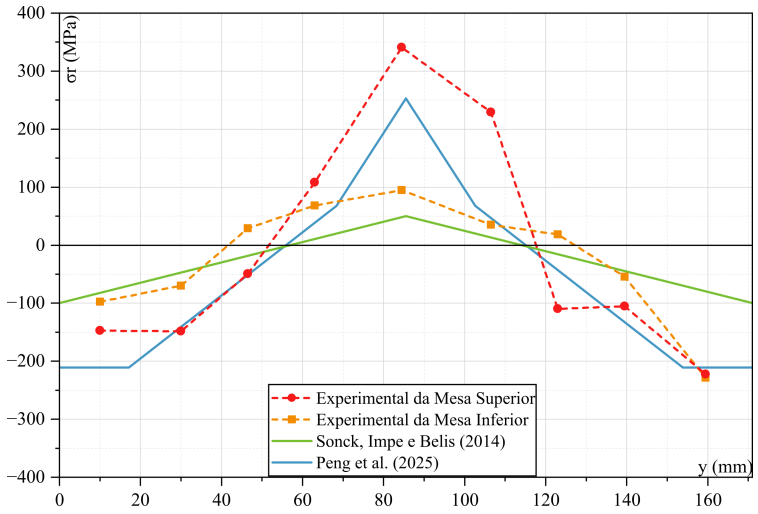
Os resultados experimentais de tensão residual para a seção do montante da alma do perfil com aberturas no padrão Anglo-Saxão são apresentados nas Figuras 3.22 e 3.23.

Figura 3.22 - Resultados da alma na seção do montante da alma no perfil Anglo-Saxão



Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.23 - Resultados das mesas na seção do montante da alma no perfil Anglo-Saxão



Fonte: A Autora (2026)

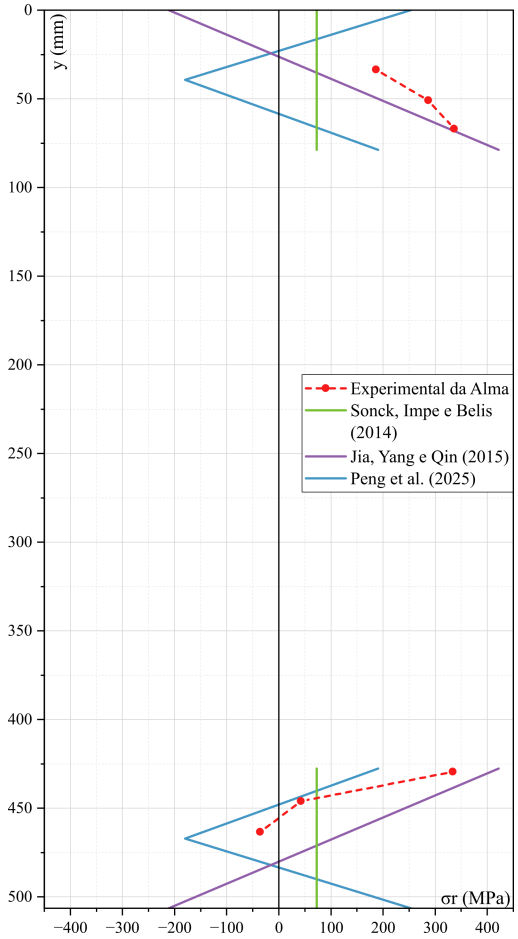
Na alma, observou-se uma distribuição alternada de tração e compressão, em conformidade com o padrão de Peng *et al.* (2025). As trações máximas foram da ordem de $0{,}71f_y$ e as compressões máximas atingiram aproximadamente $0{,}39f_y$, valores que se assemelham aos propostos pelo autor, diferindo na parte inferior da seção, que apresentou tensões de compressão menos significativas.

As mesas apresentaram distribuição típica de perfis I laminados. As compressões nas extremidades foram, em média, $0{,}41f_y$. No centro da mesa inferior, a tração foi de aproximadamente $0{,}22f_y$. Na mesa superior, atingiu cerca de $0{,}81f_y$, acima do esperado.

3.2.2.3.2 Duplo Tê (DT)

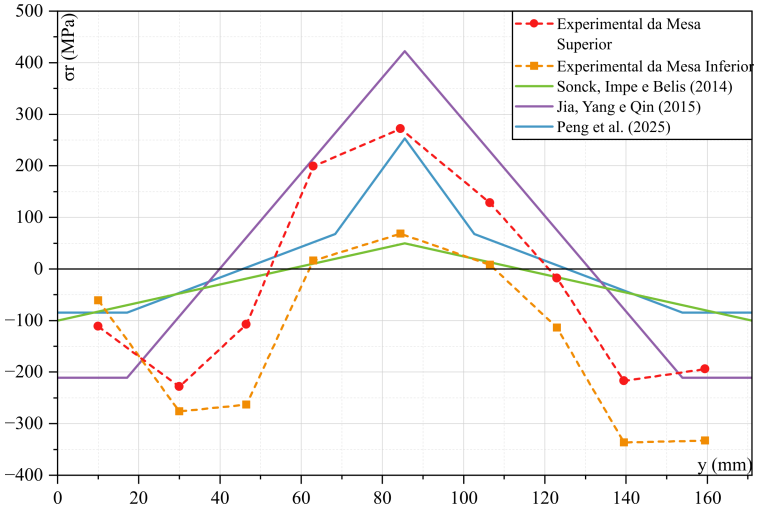
Os resultados experimentais de tensão residual para a seção do duplo tê do perfil com aberturas no padrão Anglo-Saxão são apresentados nas Figuras 3.24 e 3.25.

Figura 3.24 - Resultados da alma na seção do duplo tê no perfil Anglo-Saxão



Fonte: A Autora (2026)

Figura 3.25 - Resultados das mesas na seção do duplo tê no perfil Anglo-Saxão



Fonte: A Autora (2026)

Na alma, observaram-se tensões de tração nas proximidades das aberturas e tensões de compressão no centro dos tês, com exceção do tê superior. A ausência de compressão

nessa região pode estar associada a limitações de medição próximas à ligação entre a alma e a mesa. As tensões médias máximas de tração e compressão foram, respectivamente, da ordem de $0{,}79f_y$ e $0{,}09f_y$. A região inferior da seção apresentou valores intermediários de tensões em comparação aos modelos de Jia, Yang e Qin (2015) e de Peng *et al.* (2025), enquanto a região superior mostrou comportamento compatível com o primeiro modelo.

As mesas apresentaram distribuição típica de perfis I laminados. Nelas, as compressões nas extremidades atingiram em média $0{,}63f_y$, valor ligeiramente superior ao apresentado no modelo de Jia, Yang e Qin (2015). As tensões de tração na região central da mesa superior foram da ordem de $0{,}64f_y$, enquanto na mesa inferior atingiram aproximadamente $0{,}16f_y$, em concordância com os resultados reportados por Peng *et al.* (2025) e Sonck, Van Impe e Belis (2014), respectivamente.

3.2.3 Discussões

De modo geral, as distribuições experimentais de tensões residuais mostraram-se coerentes com os padrões descritos na literatura. Para o perfil original, o padrão observado é semelhante ao de medições realizadas para outros aços, sendo a amplitude das tensões na alma superior à prevista pelos modelos da literatura.

Após a produção das vigas casteladas, as tensões residuais se redistribuem. A distribuição nas mesas dos perfis castelados difere daquela observada no perfil original de alma cheia, verificando-se, de modo geral, redução das tensões de compressão e elevação das tensões de tração. Os resultados obtidos capturam o efeito do aquecimento localizado e intenso na região do montante da alma, onde se desenvolvem tensões de tração nas proximidades da solda, acompanhadas por tensões de compressão compensatórias em regiões adjacentes. A presença de aberturas na alma modifica os caminhos de condução térmica, promovendo uma redistribuição mais complexa das tensões. Esses resultados evidenciam a influência conjunta da geometria e das condições de soldagem na magnitude e na distribuição das tensões residuais.

No que diz respeito aos modelos de tensões residuais para perfis castelados disponíveis na literatura, todos foram desenvolvidos com aços de tensão de escoamento inferior a 300 MPa: Sonck (2014) com 235 MPa, Jia, Yang e Qin (2022) com 265 MPa e Peng *et al.* (2023) com 270 MPa; o aço do presente trabalho apresenta tensão de escoamento de 422 MPa. Essa diferença é relevante para a interpretação das divergências

encontradas. Alguns modelos da literatura indicam picos de tensões residuais de tração na alma com magnitude igual à tensão de escoamento do material, principalmente próximos às aberturas, ao passo que os resultados aqui obtidos ficaram abaixo desse patamar, com magnitude de aproximadamente 70% da tensão de escoamento. As tensões de compressão na alma previstas pela literatura sugerem magnitudes em torno de 50% da tensão de escoamento, enquanto os resultados apresentados ficaram próximos de 25%, em média. As distribuições aferidas apresentam, portanto, pequena divergência em relação aos modelos da literatura. Devido à limitação no número de espécimes ensaiados, é inconclusivo determinar a causa dessas divergências, sendo o aço de maior resistência e as vigas mais esbeltas, possíveis causas. Esta última hipótese é consistente com as observações de Mas e Massonnet (1966), segundo os quais seções transversais mais compactas apresentam tensões residuais menos severas em razão do resfriamento mais lento e uniforme após a laminação a quente, o que é corroborado por Alpsten (1968) e Tall e Alpsten (1969), que verificaram que a magnitude das tensões residuais aumenta com o incremento das razões entre a esbeltez da mesa e a esbeltez da alma. O perfil adotado neste trabalho é bastante esbelto, fato que pode justificar a amplitude mais severa dos resultados na alma do perfil original de alma cheia. A contribuição do presente trabalho consiste em fornecer dados experimentais adicionais relativos a aços de alta resistência em perfis castelados esbeltos, ainda não contemplados pelos estudos existentes.

Ademais, como apresentado na Seção 3.1.2, o extensômetro utilizado apresenta elevada precisão e, consequentemente, alta sensibilidade, o que torna as medições suscetíveis a variações associadas ao manuseio do equipamento durante a leitura das deformações entre os furos. Irregularidades na perfuração podem, adicionalmente, ter influenciado a precisão dos resultados, uma vez que pequenas imperfeições na superfície dos furos podem resultar em discrepâncias entre medições consecutivas realizadas no mesmo par de furos. Ressalta-se que foram adotados cuidados rigorosos quanto ao manuseio do extensômetro, à execução e limpeza dos furos e ao controle das deformações associadas à variação de temperatura por meio de corpos de prova de referência.

Cabe destacar, contudo, algumas limitações inerentes ao escopo do trabalho. Do ponto de vista geométrico, foram analisados apenas dois padrões de abertura (Peiner e Anglo-Saxão) a partir de um único perfil original (W360×44,6), o que restringe a generalização dos resultados. Permanecem em aberto a influência de outras geometrias

de abertura, de diferentes taxas de expansão, de outras classes e níveis de resistência do aço, bem como de outros perfis originais. Do ponto de vista amostral, foram ensaiados apenas três perfis, número que, embora suficiente para identificar tendências gerais e padrões qualitativos, limita a representatividade estatística da amostra e, consequentemente, a extrapolação das conclusões para condições distintas das aqui investigadas. A isso se soma a elevada variabilidade inerente ao processo de fabricação, que se reflete na dispersão dos resultados. Por essas razões, não foi possível desenvolver uma proposta de modelo de tensões residuais, visto que a amostragem não é suficientemente representativa.

4 ESTUDO NUMÉRICO

CAPÍTULO 4
ESTUDO NUMÉRICO

Este capítulo apresenta o modelo numérico adotado nos estudos comparativos. Inicialmente, descreve-se de forma detalhada a formulação do modelo, incluindo hipóteses, discretização, condições de contorno e parâmetros constitutivos. Em seguida, procede-se à sua validação por meio da comparação entre os resultados numéricos e dados experimentais reportados na literatura. Considerando que o estudo simula vigas mistas aço e concreto com perfis alveolares, a validação foi conduzida com base em três investigações: Tong *et al.* (2014) para vigas mistas com perfis de aço de alta resistência, Salah (2009), para vigas mistas com perfil alveolar submetidas a momento fletor negativo, e Oliveira *et al.* (2025), por meio de estudos de sensibilidade para definição das imperfeições mais representativas, visto que os autores utilizaram as mesmas vigas analisadas neste estudo. Todas as simulações foram realizadas no software Abaqus (Dassault Systèmes Simulia Corp., 2022).

4.1 O MODELO NUMÉRICO

Os ensaios experimentais desempenham papel fundamental na investigação do comportamento estrutural, pois fornecem evidências diretas do desempenho real das estruturas. Por meio deles, é possível observar mecanismos de resistência, modos de instabilidade e interações entre materiais que ocorrem em condições reais, incluindo efeitos associados a imperfeições geométricas, variabilidade das propriedades mecânicas e particularidades construtivas. Assim, resultados experimentais constituem uma base essencial para a compreensão dos fenômenos estruturais e para a validação de modelos teóricos e computacionais.

Entretanto, a realização de ensaios experimentais envolve, em geral, elevados custos financeiros, grande demanda de tempo e limitações relacionadas à infraestrutura laboratorial e à instrumentação disponível, especialmente no caso de vigas mistas de aço e concreto ou UHPC. Além disso, o número de parâmetros que pode ser investigado experimentalmente costuma ser restrito, o que dificulta a realização de análises mais amplas envolvendo diferentes configurações geométricas, propriedades de materiais e condições de carregamento.

Nesse contexto, as análises numéricas tornam-se uma ferramenta particularmente vantajosa. Modelos computacionais permitem investigar de forma sistemática a influência de diversos parâmetros, com menor custo e maior rapidez quando comparados aos ensaios experimentais. Além disso, possibilitam a obtenção detalhada de campos de tensões e deformações ao longo de toda a estrutura, informações que frequentemente são de difícil obtenção por meio de medições experimentais. Assim, quando devidamente validadas com base em resultados experimentais, as análises numéricas constituem um recurso eficiente e confiável para o estudo do comportamento estrutural.

Uma ferramenta computacional amplamente empregada para a análise de problemas estruturais complexos é o *software* Abaqus (Dassault Systèmes Simulia Corp., 2022). Esse programa é capaz de realizar análises de estabilidade elástica (*buckling analyses*) e análises não lineares físicas e geométricas (*post-buckling analyses*).

No presente trabalho, utilizou-se para a análise de estabilidade elástica o método de perturbação linear (*buckle*), que faz uma estimativa da carga crítica por meio da obtenção de autovalores e autovetores. Nessa análise a carga de estabilidade elástica é resultado do produto da carga externa aplicada à estrutura no estado inicial pelo primeiro autovalor positivo (menor energia). Contudo, essa análise não considera a presença de imperfeições na estrutura.

Para a análise não linear física e geométrica, foram consideradas as imperfeições geométricas e as tensões residuais. A geometria inicial adotada nessa etapa corresponde à configuração deformada da estrutura na análise de estabilidade elástica, normalizada pelo valor da imperfeição geométrica inicial. Então, a resolução da não linearidade geométrica foi abordada pelo método conhecido como *'static Riks*'. Esse método, também referido como algoritmo de *Riks* modificado, permite soluções para respostas complexas e instáveis e estados de equilíbrio durante o colapso.

4.1.1 Modelagem numérica de estruturas de aço segundo o Eurocode 3

A norma Eurocode 3 (EN 1993-1-14:2025) estabelece diretrizes para o uso de métodos numéricos no projeto de estruturas de aço, considerando os estados limite último (incluindo fadiga) e de serviço. A norma define requisitos para formulação, verificação e validação de modelos estruturais, abrangendo desde análises lineares até não lineares geométricas e físicas. Seu escopo inclui a avaliação de resistência última, estabilidade

global e local, e comportamento pós-crítico, permitindo substituir ou complementar métodos simplificados mediante critérios rigorosos de modelagem e calibração.

No que se refere à modelagem de materiais para aços laminados a quente, a norma recomenda o uso de modelos não lineares para classes de aço até S700. Dentre os modelos aceitos, destacam-se o elástico linear perfeitamente plástico, o quadrilinear com *strain hardening* e o baseado na curva de tensão deformação real obtida por ensaios. São estabelecidas diretrizes para discretização da malha, definição de condições de contorno, modelagem de ligações e consideração de efeitos de segunda ordem.

A norma enfatiza a necessidade de incorporar imperfeições iniciais nas análises numéricas, as quais podem ser consideradas de forma explícita, por meio de imperfeições geométricas e tensões residuais, ou de forma implícita, por meio de imperfeições geométricas equivalentes que representem conjuntamente esses efeitos. Recomenda-se que as imperfeições sejam compatíveis com os modos críticos de flambagem, geralmente obtidos a partir de análises de autovalor e introduzidos no modelo com amplitudes definidas normativamente ou fundamentadas em dados experimentais. Adicionalmente, a norma orienta a consideração de tensões residuais, especialmente em perfis laminados a quente, por meio de distribuições simplificadas ou modelos mais refinados, quando disponíveis.

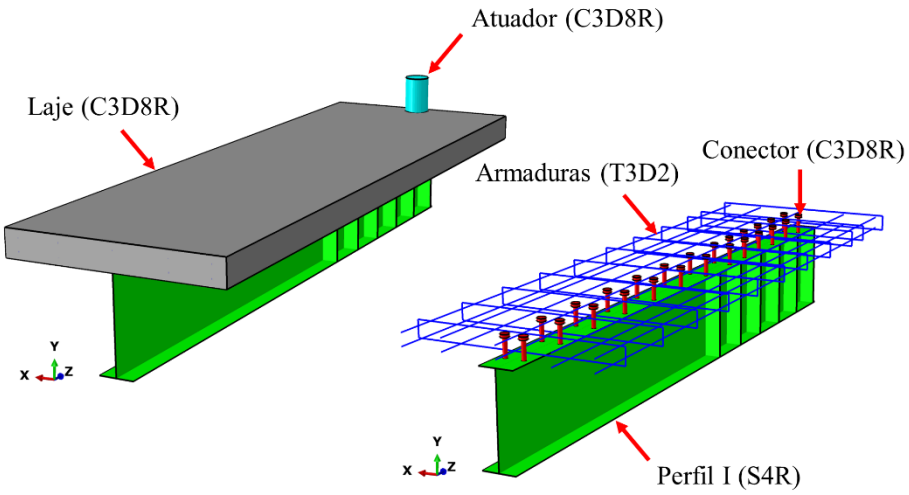
A verificação e a validação dos modelos numéricos é outro aspecto fundamental da norma. A verificação assegura a consistência do modelo, por meio da análise da malha, da sensibilidade aos parâmetros e da comparação com métodos tradicionais. A validação confronta os resultados com soluções experimentais ou analíticas, garantindo a representatividade física do modelo, sendo necessário utilizar dados medidos e considerar as incertezas associadas. Quando dados experimentais são empregados, os parâmetros do modelo e as propriedades geométricas devem ser obtidos diretamente por medição, e as incertezas associadas devem ser devidamente consideradas.

4.1.2 Geometria, elemento finito e critérios para geração da malha

De acordo com a literatura, os modelos de vigas mistas são compostos por um perfil I de aço (com aberturas ou de alma cheia), uma laje de concreto ou UHPC, armaduras de reforço, conectores e um atuador indeformável. Nesses modelos, utilizam-se elementos sólidos hexaédricos lineares de oito nós com integração reduzida e controle *hourglass*

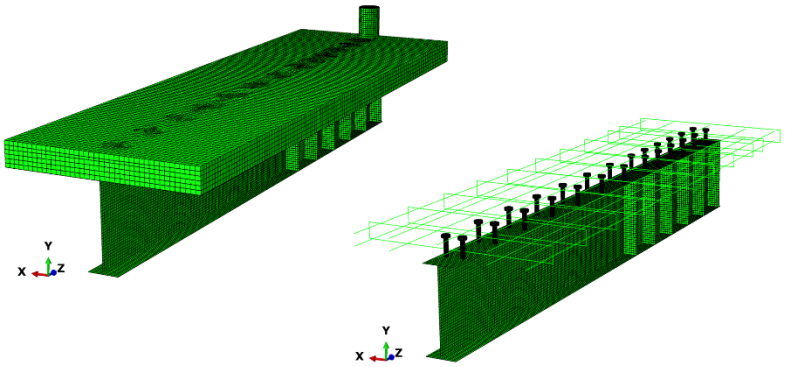
(C3D8R) para as lajes, os conectores e os atuadores, o elemento de casca (*shell*) quadrilateral S4R com quatro nós e integração reduzida para o perfil I e elementos de treliça, lineares, tridimensionais e com dois nós (T3D2) para as armaduras de reforço (Ferreira; Martins, 2020; Ferreira *et al.*, 2019; Rossi *et al.*, 2020a; 2020b). Os elementos finitos utilizados podem ser observados nas Figuras 4.1 e 4.2.

Figura 4.1 - Modelo numérico



Fonte: A Autora (2026)

Figura 4.2 - Malha do modelo analisado



Fonte: A Autora (2026)

Além disso, os tamanhos dos elementos de malha foram definidos com base em análises de sensibilidade reportadas na literatura (Ferreira; Martins, 2020; Ferreira *et al.*, 2019; 2020; 2021c; 2021d; 2021e; Liu *et al.*, 2016; Sjaarda *et al.*, 2017; Rossi *et al.*, 2020a; 2021b; 2021c). Os tipos e as dimensões dos elementos adotados são apresentados

na Tabela 4.1. Essa definição de discretização permite obter resultados consistentes, com adequada precisão numérica e custo computacional reduzido.

Tabela 4.1 - Tipos e dimensões dos elementos adotados

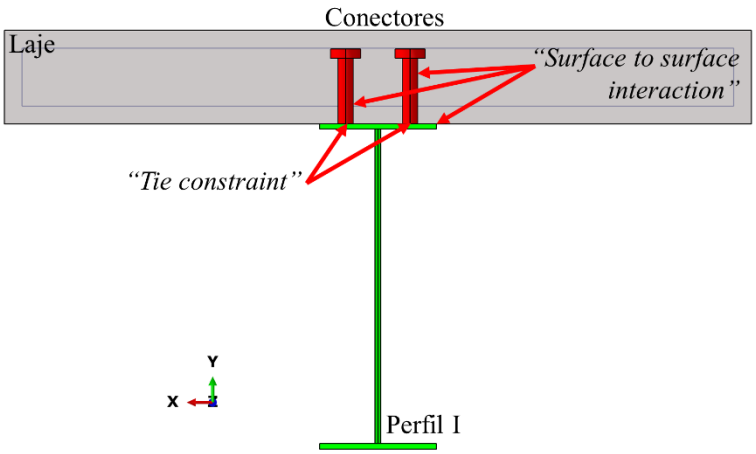
Parte do modelo	Tipo de elemento	Dimensão do elemento (mm)
Armaduras	T3D2	10
Conector pino com cabeça	C3D8R	2
Perfil I	S4R	10
Laje	C3D8R	20
Atuador	C3D8R	20

Fonte: Rossi *et al.* (2020c)

4.1.3 Interação entre os materiais

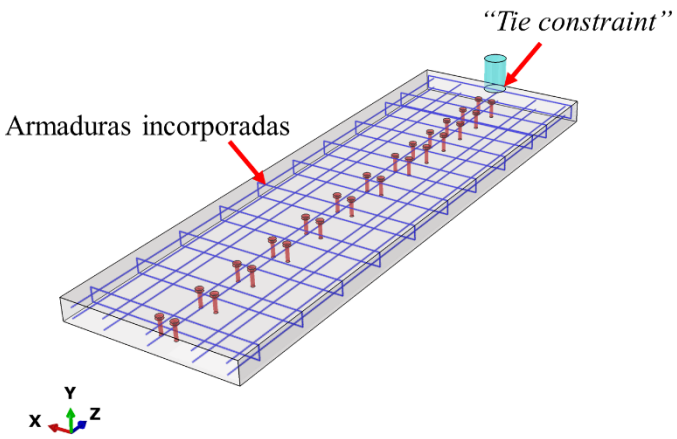
Para a simulação das interações entre as diferentes partes do modelo, utiliza-se no *software* Abaqus as funcionalidades "*Interaction*" e "*Constraint*". A interação "*Tie Constraint*" é utilizada na ligação entre os conectores e o perfil I, simbolizando a união como uma solda virtual para evitar qualquer deslocamento indesejado. Já a interação "*Surface to Surface Interaction*" é utilizada nas interfaces entre as superfícies da laje de concreto ou UHPC e o perfil de aço, bem como entre o conector e a laje. Além disso, os comportamentos normal e tangencial entre essas superfícies foram definidos com os comandos "*Hard Contact*" e "*Penalty*", respectivamente. Adotou-se o valor recomendado por Wijesiri Pathirana *et al.* (2016), estabelecendo o coeficiente de atrito em 0,4. No que tange as armaduras de reforço, que são embutidas na laje, a simulação é feita com a consideração dos elementos incorporados (*embedded elements)* e seus elementos hospedeiros (*host region*) ligados perfeitamente. Desse modo, essa conexão evita deslizamento entre as armaduras e o concreto ou UHPC, além de impedir os graus de liberdade translacional dos nós incorporados. Por fim, a interação da laje e do perfil I com seus atuadores foi do tipo "*Tie constraint"*. A Figura 4.3 demonstra as propriedades de contato utilizadas entre as diferentes partes da viga mista, assim como a Figura 4.4 demonstra aquelas em relação a laje.

Figura 4.3 - Propriedades de contato na seção da viga mista



Fonte: A Autora (2026)

Figura 4.4 - Propriedades de contato na laje da viga mista

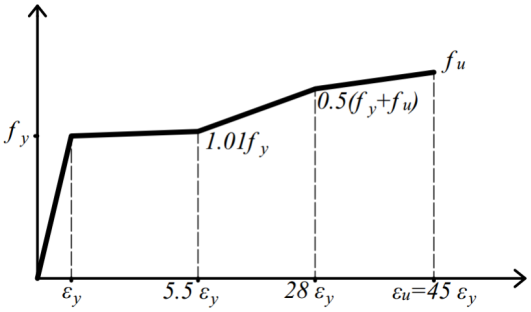


Fonte: A Autora (2026)

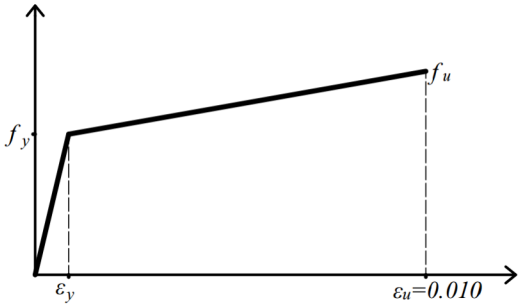
4.1.4 Modelos constitutivos

Para as partes de aço do modelo, adotam-se os seguintes modelos constitutivos, demonstrados na Figura 4.5 a, b e c, respectivamente: Earls (1999), que é um modelo elastoplástico que considera o efeito de encruamento do aço por uma região trilinear, para o perfil I; um modelo elastoplástico com encruamento linear positivo para as armaduras de reforço e por fim, o modelo elastoplástico perfeito para os conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça.

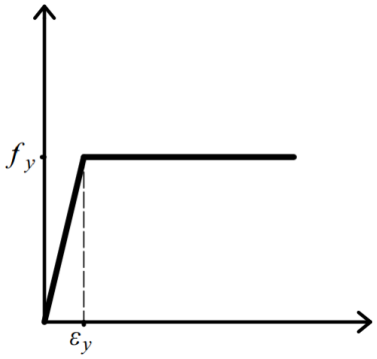
Figura 4.5 - Modelos constitutivos do aço



a) Elastoplástico de Earls (1999)



b) Elastoplástico com encruamento linear positivo



c) Elastoplástico perfeito

Fonte: A Autora (2026)

Para a laje, adota-se o modelo CDP (*Concrete Damage Plasticity*), um critério constitutivo fundamentado nos trabalhos de Hillerborg *et al.* (1976), Lubliner *et al.* (1989) e Lee *et al.* (1998). Esse modelo é amplamente empregado na simulação do comportamento do concreto e de outros materiais frágeis (Ferreira; Martins; Nardin; 2021a); Tong *et al.*, 2014).

O modelo baseia-se em três hipóteses da teoria da plasticidade: a superfície de escoamento inicial define o início da deformação plástica; a regra de fluxo estabelece a direção de evolução dessa deformação; a lei de encruamento e amolecimento descreve a evolução da superfície de falha com relação à deformação plástica (Yu *et al.*, 2010).

As Equações (4.1) e (4.2) apresentam o parâmetro de dano (d) para os regimes de compressão e tração, respectivamente. Esse parâmetro varia de 0, que representa material íntegro, a 1, que indica material completamente degradado.

$$d_c = 1 - \frac{\sigma}{f_c} \quad \textbf{(4.1)}$$

$$d_t = 1 - \frac{\sigma}{f_t} \quad \textbf{(4.2)}$$

em que:

d_c é o dano a compressão;

d_t o dano a tração;

σ a tensão atuante;

f_c a tensão de compressão máxima;

f_t a tensão de tração máxima.

Os parâmetros necessários para descrever o comportamento do concreto convencional e do UHPC no modelo CDP são apresentados na Tabela 4.2. Os parâmetros de entrada para o comportamento do concreto convencional foram adotados de acordo com as recomendações de Rossi (2021) e do UHPC de Sousa *et al.* (2021).

Tabela 4.2 - Parâmetros para o CDP

	ψ	ξ	f_{b0}/f_{c0}	K_c	μ
Concreto Convencional	36º	0,1	1,16	0,666	0,001
UHPC	54º	0,1	1,07	0,666	0,00001

Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2025)

em que:

f_{b0}/f_{c0} é o aumento na resistência a compressão do concreto em ensaios biaxiais quando comparada aos resultados de ensaios uniaxiais a intensidade;

ξ é a excentricidade da função plástica potencial;

ψ é o ângulo de dilatação da função plástica potencial;

K_c é uma constante que governa a distância entre os meridianos de compressão e tração e a forma da superfície de falha no plano desviatório,

μ é uma ferramenta matemática utilizada para diminuir a sensibilidade da malha para modelos constitutivos que sofrem comportamento de amolecimento.

Em relação às propriedades mecânicas do concreto convencional, quando essas não são obtidas por ensaios experimentais, pode-se fazer uso das relações fornecidas pelo Eurocode 2 EN 1992-1-1:2004, conforme as Equações (4.3), (4.4) e (4.5).

$$E_{cm} = 22\left(\frac{f_{cm}}{10}\right)^{0,3} \quad \textbf{(4.3)}$$

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \quad \textbf{(4.4)}$$

$$f_{ctm} = 0{,}3{f_{ck}}^{2/3} \quad \textbf{(4.5)}$$

em que:

E_{cm} é o módulo de elasticidade secante do concreto;

f_{ck} é a resistência característica à compressão cilíndrica do concreto aos 28 dias;

f_{cm} é a resistência média à compressão cilíndrica do concreto;

f_{ctm} é a resistência média à tração axial do concreto.

O modelo constitutivo para representar a compressão foi o modelo da Féderation Internationale Du Béton (FIB) (2010) com as Equações (4.6), (4.7) e (4.8).

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = -\left(\frac{k_p\,\eta - \eta^2}{1 + (k_p - 2)\eta}\right) \; para \; |\varepsilon_c| < |\varepsilon_{c,lim}| \tag{4.6}$$

$$\eta = \frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}} \tag{4.7}$$

$$k_p = \frac{E_{ci}}{E_{c1}} \tag{4.8}$$

em que:

σ_c é a tensão de compressão no concreto;

ε_c é a deformação do concreto;

ε_{c1} é a deformação na tensão máxima de compressão;

E_{c1} é o módulo secante da origem até a tensão de compressão no pico;

k_p é o número de plasticidade;

η é a deformação normalizada do concreto em compressão.

Esses parâmetros podem ser obtidos com auxílio da Tabela 4.3.

Tabela 4.3 - Deformação última a partir da resistência última a compressão

Concreto	C12	C20	C30	C40	C50	C60	C70	C80	C90	C100	C110	C120
E_{ci} (GPa)	27,1	30,3	33,6	36,3	38,6	40,7	42,6	44,4	46,0	47,5	48,9	50,3
E_{c1} (GPa)	11,1	13,3	16,5	20,0	23,2	26,2	28,9	31,4	33,8	36,0	39,3	42,7
ε_{c1} (‰)	-1,8	-2,1	-2,3	-2,4	-2,5	-2,6	-2,7	-2,8	-2,9	-3,0	-3,0	-3,0
$\varepsilon_{c,lim}$ (‰)	-3,5	-3,5	-3,5	-3,5	-3,4	-3,3	-3,2	-3,1	-3,0	-3,0	-3,0	-3,0
k_p	2,4	2,3	2,0	1,8	1,7	1,6	1,5	1,4	1,4	1,3	1,2	1,2

Fonte: Adaptado da Féderation Internationale Du Béton (FIB) (2010)

Para o comportamento a tração foi utilizado o modelo de Hordijk (1992), que é representado pela abertura de fissuras e não pela deformação como o da Féderation

Internationale Du Béton (FIB) (2010). Nesse modelo, definem-se as relações tensão e abertura de fissuras com as Expressões (4.9), (4.10), (4.11) e (4.12).

$$f(w) = \left[1 + \left(\frac{c_1 w}{w_c}\right)^3\right] exp\left(-\frac{c_2 w}{wc}\right) \quad \textbf{(4.9)}$$

$$\frac{\sigma_t}{f_t} = f(w) - \frac{w}{w_c} f(w_c) \quad \textbf{(4.10)}$$

$$w_c = \frac{5{,}14\, G_f}{f_t} \quad \textbf{(4.11)}$$

$$G_f = f_t\, w_c \left[\frac{1}{c_2}\left\{1 + 6\left(\frac{c_1}{c_2}\right)^3\right\} - \left\{\frac{1}{c_2} + c_1^3\left(\frac{1}{c_2} + \frac{3}{c_2^2} + \frac{6}{c_2^3} + \frac{6}{c_2^4}\right) + \frac{1}{2}(1 + c_1^3)\right\} \exp(-c2)\right] \quad \textbf{(4.12)}$$

em que:

σ_t é a tensão de tração;

f_t é a resistência à tração;

w é a abertura de fissura;

w_c é a abertura de fissura crítica de ruptura, dada pela Equação (4.11);

c_1 e c_2 são coeficientes com valores 3 e 6,93, respectivamente;

G_f é a energia de fratura, dada pela Equação (4.12).

Em relação ao UHPC, o comportamento à compressão foi incorporado considerando o modelo de Carreira e Chu (1985), modificado por Mansur, Chin e Wee (1999). Conforme descrito nas Equações (4.13) a (4.16).

$$\frac{\sigma_c(\varepsilon_c)}{f_{cm}} = \frac{k_1 \beta_{cc} \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}\right)}{k_1 \beta_{cc} - 1 + \left(\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_{c1}}\right)^{k_2 \beta_{cc}}} \quad \textbf{(4.13)}$$

$$\beta_{cc} = \frac{1}{1 - \frac{f_{cm}}{\varepsilon_{c1} E_c}} \quad \textbf{(4.14)}$$

$$k_1 = \left(\frac{50}{f_{cm}}\right)^3 \left[1 + 2{,}5\left(\frac{\rho_f l_f}{d_f}\right)^{2,5}\right] \quad \textbf{(4.15)}$$

$$k_2 = \left(\frac{50}{f_{cm}}\right)^{1,3} \left[1 + 0{,}11\left(\frac{\rho_f l_f}{d_f}\right)^{-1,1}\right] \quad \textbf{(4.16)}$$

em que:

β_{cc} é o parâmetro de forma global;

k_{cc1} é o parâmetro de forma (ramo ascendente);

k_{cc2} é o parâmetro de forma (não linearidade);

ρ_f é a fração volumétrica de fibras;

l_f é o comprimento da fibra;

d_f é o diâmetro da fibra.

Ademais, o modelo proposto por Li e Leung (1992) foi adotado para o comportamento à tração, conforme mostrado nas Equações (4.17) a (4.19).

$$\sigma_t(w) = \begin{cases} \sigma_{f0}\left(2\sqrt{\frac{w}{w_0}} - \frac{w}{w_0}\right) \rightarrow se\ w \leq w_0 \\ \sigma_{f0}\left(1 - \frac{4w}{l_f}\right)^2 \rightarrow se\ w > w_0 \end{cases} \quad \textbf{(4.17)}$$

$$\sigma_{f0} = \frac{\eta_f l_f \rho_f \tau_{eq}}{d_f} \quad \textbf{(4.18)}$$

$$w_0 = \frac{\tau_{eq} l_f^2}{E_f d_f} \quad \textbf{(4.19)}$$

em que:

σ_{f0} é a tensão máxima de transferência pelas fibras;

w_0 é a abertura de fissura crítica no pico;

η_f é o fator de eficiência das fibras;

τ_{eq} é a tensão de aderência equivalente;

E_f é o módulo de elasticidade da fibra.

Por fim, considerou-se $\eta_f = 0{,}5$ e $\tau_{eq} = 6{,}13$ MPa, de acordo com Krahl *et al.* (2021), em que esses valores foram determinados para um UHPC não proprietário semelhante.

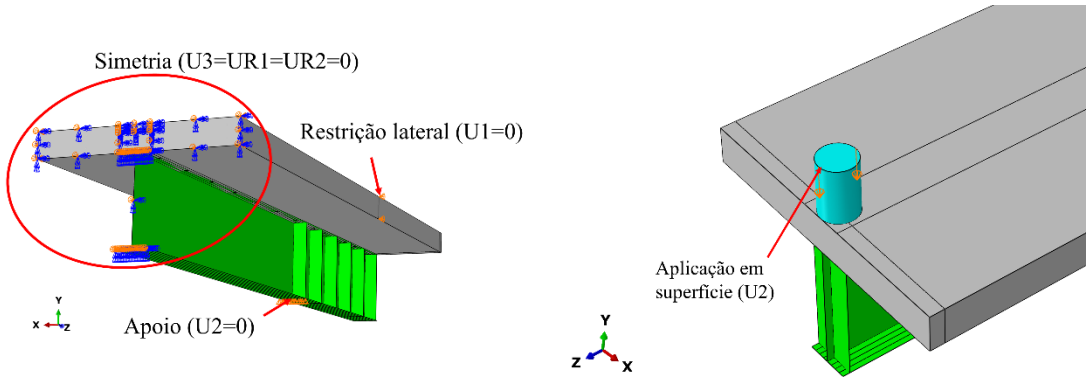
4.1.5 Condições de contorno

É fundamental que as condições de contorno em um modelo numérico sejam o mais próximo possível das condições reais da estrutura. Primeiramente, nos apoios de primeiro e segundo gênero, trava-se o deslocamento em linhas onde existem apoio ou travamento lateral. A fim de ter um ganho computacional, no modelo de Tong *et al.* (2014) é possível aplicar um eixo de simetria para que tudo que seja feito de um lado da viga seja também implementado ao outro lado, pois esse é simétrico. Essa condição não pôde ser replicada no modelo de Salah (2009), visto que nesse a carga é aplicada em apenas um lado da viga,

tendo o outro com uma viga suporte. No que tange aos eixos que descrevem os deslocamentos e suas rotações, esses são nas direções X, Y e Z, ou 1, 2 e 3, respectivamente. Enfim, as forças externas são aplicadas no modelo por meio de um atuador indeformável, cujo deslocamento (U2) é determinado a partir dos resultados do ensaio experimental.

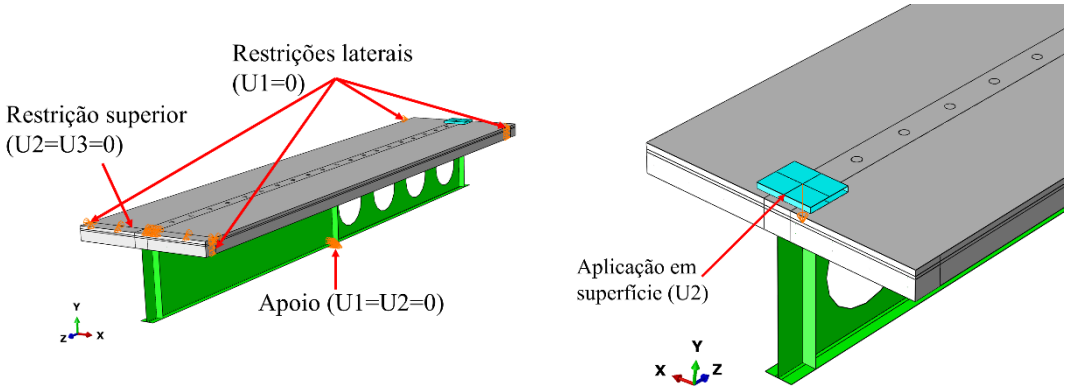
Portanto, as condições de contorno empregadas possibilitam a simulação adequada dos modelos. A Figura 4.6 apresenta essas condições nos modelos de Tong *et al.* (2014), Salah (2009) e Oliveira *et al.* (2025).

Figura 4.6 - Condições de contorno



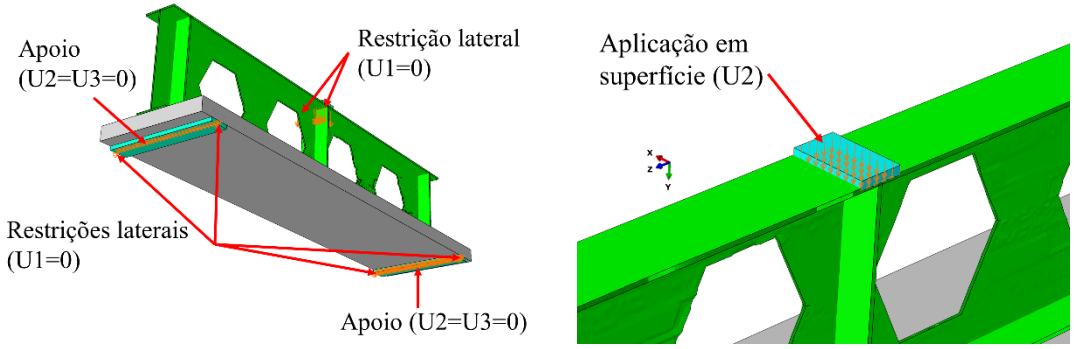
a) Restrições b) Ações

Modelo de Tong *et al.* (2014)



a) Restrições b) Ações

Modelo de Salah (2009)



c) Restrições d) Ações

Modelo de Oliveira *et al.* (2025)

Fonte: A Autora (2026)

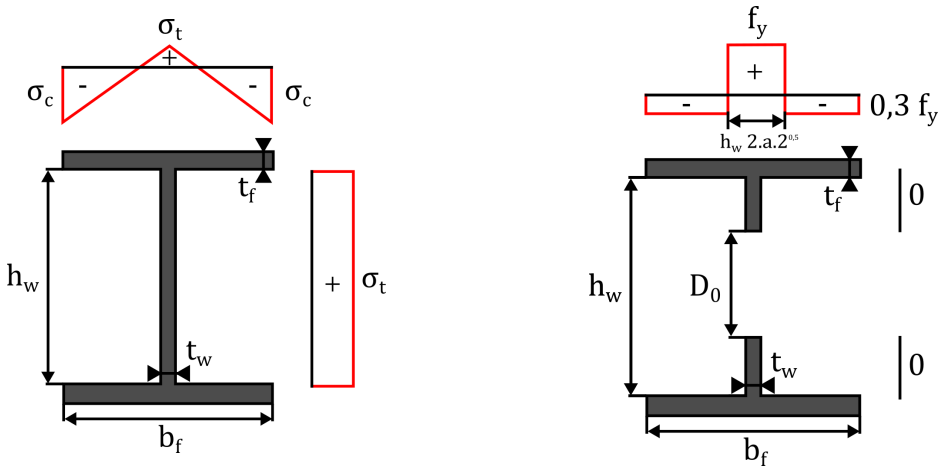
4.1.6 Imperfeições iniciais

Para o desenvolvimento de uma análise não linear de estabilidade, devem ser consideradas tanto as imperfeições geométricas iniciais quanto as tensões residuais. O padrão de imperfeição geométrica é introduzido no modelo como uma superposição linear de modos de flambagem obtidos em uma análise prévia de autovalor, realizada no Abaqus (ABAQUS, 2006). As distribuições de tensões residuais, por sua vez, são incorporadas ao modelo por meio da definição de um estado de tensão inicial, conforme o modelo de tensões residuais adotado.

Rossi *et al.* (2021a) realizaram um estudo de sensibilidade abrangente, no qual investigaram a influência de sete modelos de tensões residuais e quatro amplitudes de imperfeição geométrica inicial no comportamento de quatro vigas mistas de aço e concreto ensaiadas por Tong *et al.* (2014). Os resultados indicaram que, para seções laminadas a quente, o modelo de Galambos e Ketter (1959) (Figura 4.7a), associado a uma imperfeição geométrica com amplitude de L/1000, apresentou melhor concordância com os resultados experimentais, sendo adotado na validação correspondente.

No caso dos ensaios de Salah (2009), foram adotados, na presente validação, o modelo de tensões residuais e a imperfeição geométrica empregados pelo próprio autor em sua tese para validar os ensaios experimentais por ele apresentados. Assim, foi utilizado o modelo de Beg e Hladnik (1996) (Figura 4.7b), adaptado para perfis alveolares, em função das seções soldadas, juntamente com uma imperfeição geométrica inicial de 3,8 mm, ou seja, igual à espessura da alma.

Figura 4.7 - Modelos de distribuição de tensões residuais



a) Modelo para seções laminadas: Galambos e Ketter (1959)

b) Modelo para seções soldadas e alveolares: Beg e Hladnik (1996)

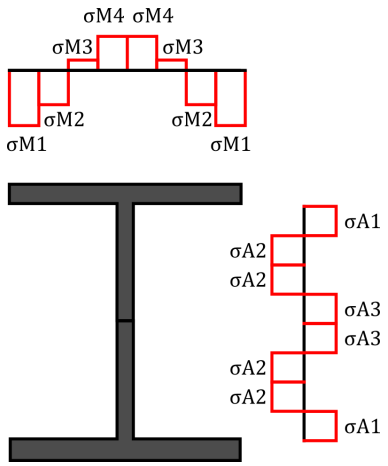
Fonte: A Autora (2026)

4.1.7 Implementação das distribuições de tensões residuais aferidas

Quanto à implementação das tensões residuais aferidas na parte experimental nos modelos numéricos, adotaram-se oito subdivisões nas mesas e oito na alma. Essa discretização foi definida de forma simplificada, com o objetivo de representar aproximadamente as regiões da seção transversal. Embora as distribuições experimentais apresentem assimetria, optou-se por uma implementação simétrica nos modelos: para as mesas, utilizou-se metade da distribuição experimental de uma das mesas (inferior ou superior), espelhada em relação ao eixo de simetria. Procedimento análogo foi adotado para as almas, considerando as distribuições associadas ao duplo tê, nas quais apenas os valores correspondentes ao ponto central do tê aplicado à primeira subdivisão foram utilizados.

Ressalta-se que essa abordagem constitui uma simplificação da distribuição experimental, com o propósito de avaliar, de forma preliminar, a influência das tensões residuais na resposta estrutural. Dessa forma, a implementação não reproduz integralmente o campo experimental, mas permite a análise de seus principais efeitos. A Figura 4.8 e as Tabelas 4.4 e 4.5 apresentam as aproximações adotadas para a incorporação das tensões residuais na modelagem numérica, nomeadas como Cardozo MA e Cardozo DT, para as distribuições medidas no montante da alma e no duplo tê, respectivamente.

Figura 4.8 – Distribuição simplificada das tensões residuais aferidas



Fonte: A Autora (2026)

Tabela 4.4 - Aproximações das tensões residuais aferidas na viga Anglo-Saxão

	Cardozo MA		Cardozo DT	
	Descrição	**σ_r (MPa)**	**Descrição**	**σ_r (MPa)**
σA1	Média entre pontos 02, 03 e 04	170,46	Ponto 06	42,71
σA2	Média entre pontos 07, 08	-199,96	-	0,00
σA3	Média entre pontos 15, 16 e 17	174,67	-	0,00
σM1	Ponto MS 01	-147,17	Ponto MS 09	-194,03
σM2	Ponto MS 02	-148,19	Ponto MS 08	-216,9
σM3	Ponto MS 03	-49,48	Ponto MS 07	-18,3
σM4	Média entre pontos MS 04 e 05	224,46	Média entre pontos MS 06 e 05	199,83

Fonte: A Autora (2026)

Tabela 4.5 - Aproximações das tensões residuais aferidas na viga Peiner

	Cardozo MA		Cardozo DT	
	Descrição	**σ_r (MPa)**	**Descrição**	**σ_r (MPa)**
σA1	Média entre pontos 02 e 03	210,61	Ponto 03	17,91
σA2	Média entre pontos 04 e 05	-182,81	-	0,00
σA3	Média entre pontos 12, 13 e 14	171,60	-	0,00
σM1	Ponto MI 09	-62,59	Ponto MI 09	-242,33
σM2	Ponto MI 08	-60,25	Ponto MI 08	-224,08
σM3	Ponto MI 07	9,27	Ponto MI 07	-43,59
σM4	Média entre pontos MI 06 e 05	188,1	Média entre pontos MI 06 e 05	160,47

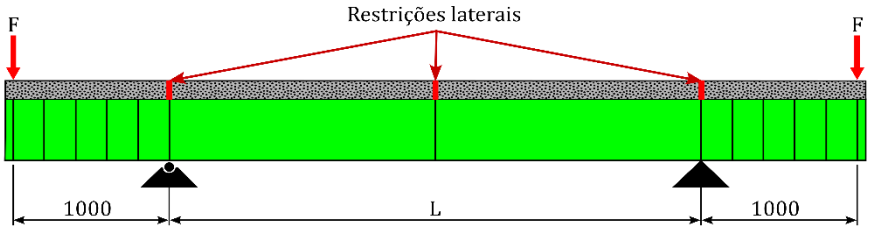
Fonte: A Autora (2026)

4.2 VALIDAÇÃO NUMÉRICA

4.2.1 Modelo de Tong *et al.* (2014)

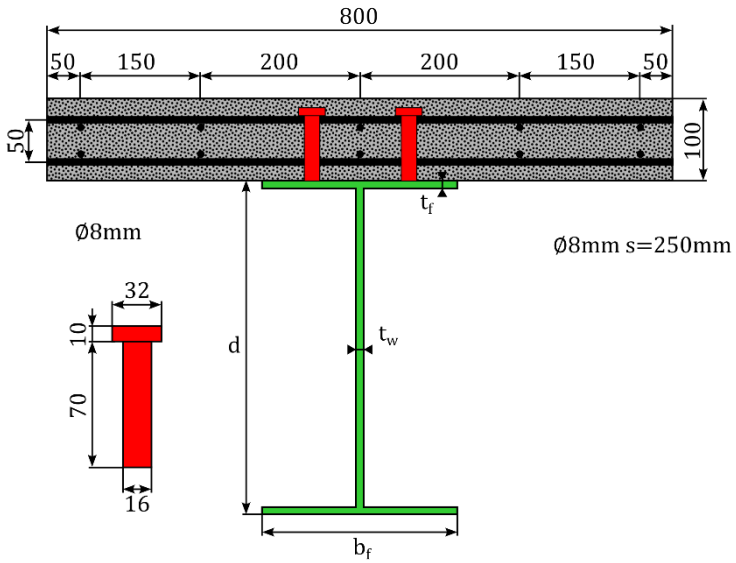
As vigas mistas ensaiadas por Tong *et al.* (2014) eram simplesmente apoiadas com restrições ao deslocamento lateral e solicitadas a um momento fletor negativo. No caso das vigas escolhidas para a validação, o momento era constante, de modo que as forças eram aplicadas em dois pontos na região de balanço da viga (Figura 4.9). A geometria da seção transversal das vigas é apresentada na Figura 4.10. A Tabela 4.6 apresenta a dimensões das peças dos modelos. De acordo com a caracterização realizada pelo autor, a Tabela 4.7 apresenta as propriedades mecânicas dos materiais.

Figura 4.9 - Condições de contorno (dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de Tong *et al.* (2014)

Figura 4.10 - Seção transversal (dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de Tong *et al.* (2014)

Tabela 4.6 - Propriedades geométricas (dimensões em mm)

Viga	L	D	b_f	t_f	t_w	s_{pino}
B3.0-350-1	3000	350	125	8	6	220
B4.2-350-1	4200	350	125	8	6	300
B4.2-350-1-C	4200	350	125	8	6	150
B4.2-400-1	4200	400	125	8	6	300

Fonte: Adaptado de Tong *et al.* (2014)

Tabela 4.7 - Propriedades mecânicas

Elemento	E (MPa)	ν	$f_{ck-cúbico}$ (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Laje	27117	0,2	25,1	-	-
Mesas Perfil	205000	0,3	-	403	522
Alma Perfil	207000	0,3	-	362	489
Armaduras	211000	0,3	-	530	657
Conector	206000	0,3	-	235	-

Fonte: Adaptado de Tong *et al.* (2014)

O modelo de tensão residual utilizado foi o de Galambos e Ketter (1959) (Figura 4.7 b), e a imperfeição geométrica inicial utilizada foi de magnitude de L/1000, como indicado pela análise de Rossi *et al.* (2021c).

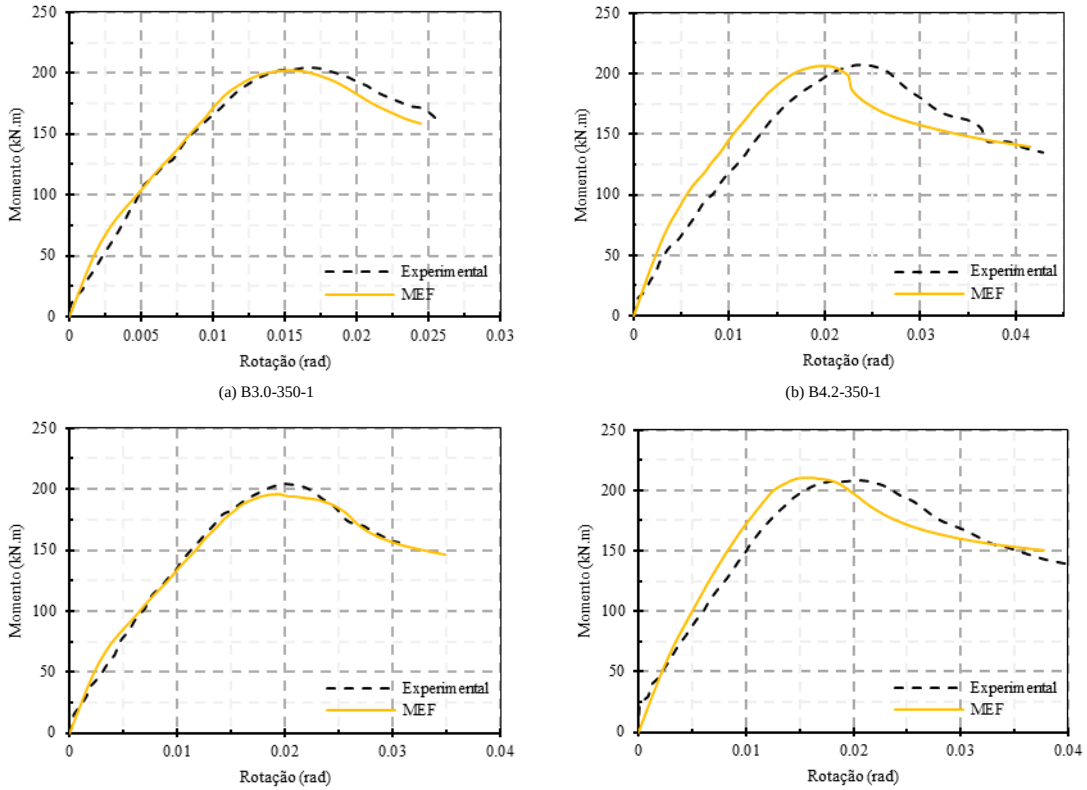
Os resultados numéricos e experimentais são apresentados na Tabela 4.8 e na Figura 4.11, mostrando que o presente modelo numérico pode ser considerado validado.

Tabela 4.8 - Resultados da aferição

Viga	M_{teste} (kNm)	M_{MEF} (kNm)	M_{teste}/M_{MEF}
B3.0-350-1	205,1	202,1106	1,015
B4.2-350-1	206,9	206,8568	1,000
B4.2-350-1-C	203,7	195,8957	1,040
B4.2-400-1	210,5	210,0080	1,002

Fonte: A Autora (2026)

Figura 4.11 - Resultados da aferição do modelo numérico



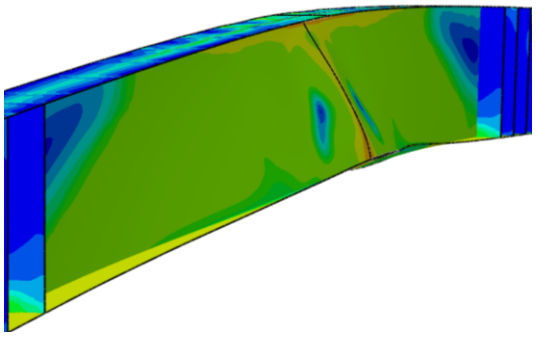
(a) B3.0-350-1 (b) B4.2-350-1

(c) B4.2-350-1-C (d) B4.2-400-1

Fonte: A Autora (2026)

A Figura 4.12 apresenta a configuração deformada do modelo numérico após a realização da análise não linear física e geométrica no software Abaqus. A comparação foi realizada apenas para a viga B4.2-350-1, visto que o autor disponibilizou a imagem das deformações exclusivamente para essa viga dentre as quatro selecionadas para validação.

Figura 4.12 - Deformada da viga B4.2-350-1

Viga	Experimental	MEF
B4.2-350-1		

Fonte: A Autora (2026)

4.2.2 Modelo de Salah (2009)

Esta validação se baseia nos ensaios realizados por Salah (2009), selecionando quatro vigas mistas celulares com concreto e aço comum, com aberturas de alma sequenciais circulares (C4S355 e C4S420) e hexagonais (H4S355 e H4S420) para tal. Além disso, o autor testou perfis I com aço S355 e o com aço S420. Na configuração dos ensaios experimentais do autor, as vigas possuem um tramo em balanço onde é aplicada a carga e onde as aberturas se localizam, a fim de se avaliar o efeito das aberturas na alma da viga mista, como pode ser observado nas Figuras 4.13 e 4.14.

Figura 4.13 - Modelo experimental com viga celular



Fonte: Salah (2009)

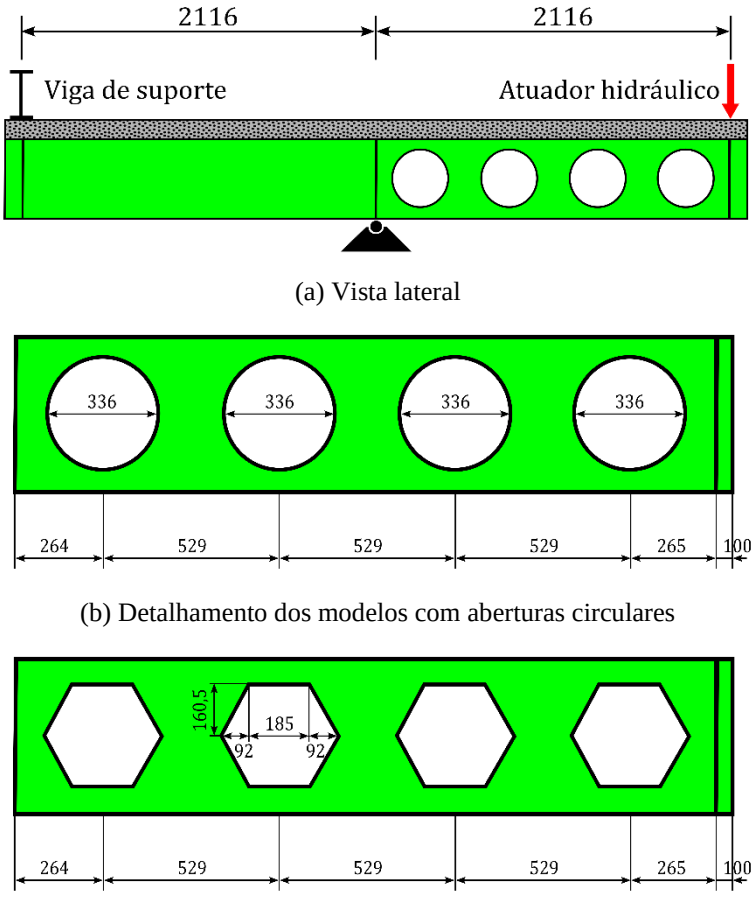
Figura 4.14 - Modelo experimental com viga castelada



Fonte: Salah (2009)

O detalhamento da geometria dos modelos experimentais e sua seção transversal são apresentadas nas Figuras 4.15 e 4.16, respectivamente. Já as propriedades mecânicas dos materiais para validação dos modelos, são apresentados na Tabela 4.9.

Figura 4.15 - Detalhamento da geometria dos modelos (dimensões em mm)



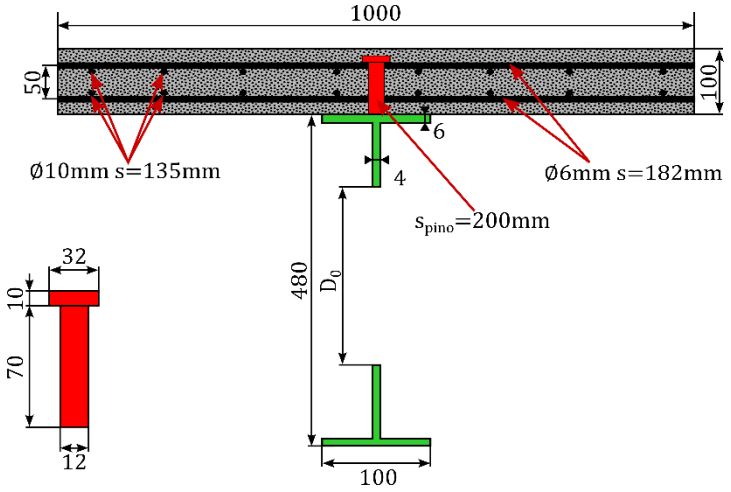
(a) Vista lateral

(b) Detalhamento dos modelos com aberturas circulares

(c) Detalhamento dos modelos com aberturas hexagonais

Fonte: Adaptado de Salah (2009)

Figura 4.16 - Detalhamento da seção transversal (dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de Salah (2009)

Tabela 4.9 - Propriedades dos materiais

Material	E (MPa)	v	$f_{ck-cúbico}$ (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Concreto	29.962	0,2	30	-	-
Aço S355	200.000	0,3	-	355	490
Aço S420	200.000	0,3	-	420	520
Armaduras de Reforço	200.000	0,3	-	459,6	608
Conector M12	200.000	0,3	-	611,35	-

Fonte: Adaptado de Salah (2009)

A Figura 4.16 indica que a espessura da alma nominal (t_w) é igual à 4,0 mm, porém, segundo as medições realizadas nos modelos experimentais em laboratório efetuadas por Salah (2009), a espessura verificada foi de 3,8 mm, valor que o autor utilizou nas validações de seus modelos numéricos como valor de imperfeição geométrica. Desse modo, esse valor de também foi utilizado na validação executada nesse trabalho. Quanto as imperfeições estruturais, foi adotada a distribuição de tensão residual para seções em I soldadas proposta por Beg e Hladnik (1996).

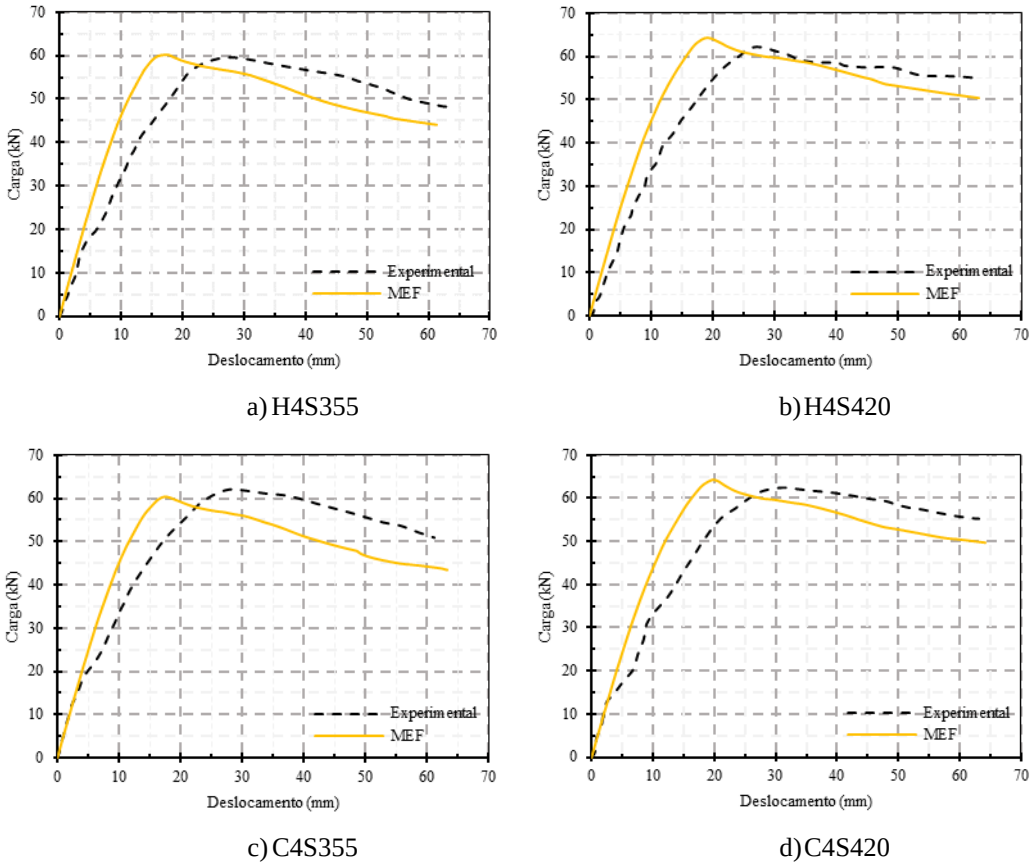
Os resultados experimentais e numéricos são comparados na Tabela 4.10, de modo que pode ser notada uma boa concordância entre esses. A Figura 4.17 mostra que os modelos experimentais e numéricos tiveram as curvas carga versus deslocamento similares, assim como a diferença entre as cargas finais, mostrando que o presente modelo numérico pode ser considerado validado. Por fim, a Figura 4.18 mostra a comparação das deformadas dos ensaios experimentais com os modelos numéricos.

Tabela 4.10 - Resultados da aferição

Viga	P_{Exp} (kN)	P_{Num} (kN)	P_{Num}/P_{Exp}
H4S355	62,03	60,2569	0,971
H4S420	62,55	64,2107	1,027
C4S355	59,56	60,4060	1,014
C4S420	62,26	64,3717	1,034

Fonte: A Autora (2026)

Figura 4.17 - Resultados da aferição do modelo numérico

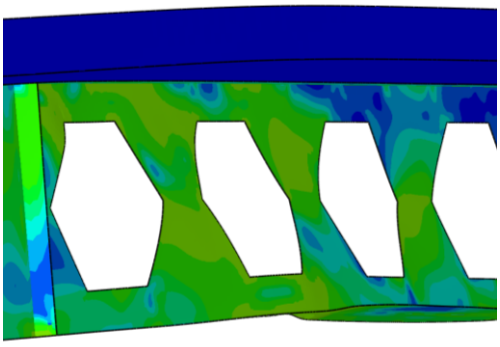


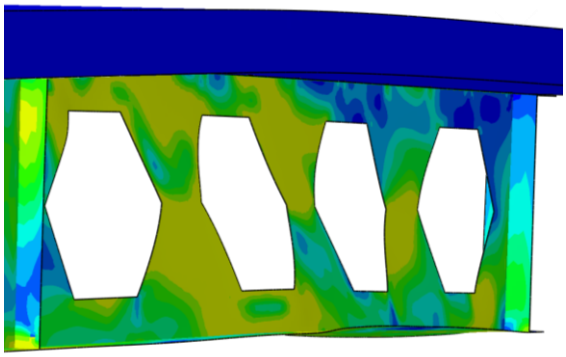
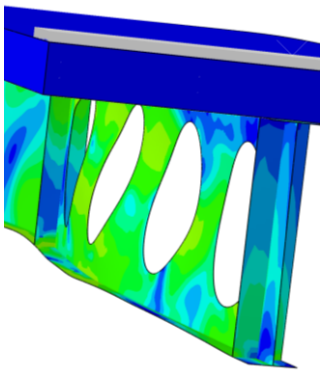
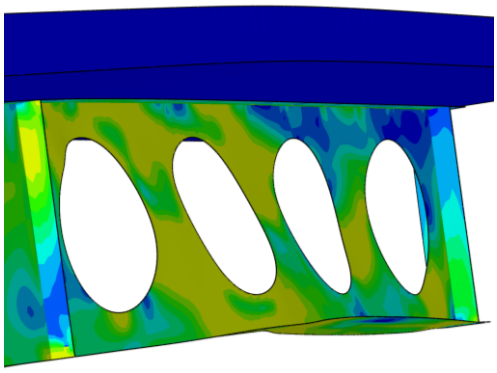
a) H4S355 b) H4S420

c) C4S355 d) C4S420

Fonte: A Autora (2026)

Figura 4.18 - Deformada dos modelos

Viga	Experimental	MEF
H4S355		

Viga	Experimental	MEF
H4S420		
C4S355		
C4S420		

Fonte: A Autora (2026)

4.3 ESTUDO DE SENSIBILIDADE MODELO DE OLIVEIRA *ET AL.* (2025)

A validação do modelo numérico baseia-se nos ensaios experimentais realizados por Oliveira *et al.* (2025), considerando duas vigas casteladas mistas em aço ASTM A572 Gr 60 com laje de UHPC, dotadas de aberturas nos padrões Peiner e Anglo-Saxão, denominadas CCB-P e CCB-A, respectivamente.

Os ensaios consistiram em testes de flexão em três pontos, nos quais as vigas foram posicionadas de forma invertida, com a laje posicionada sobre os apoios e a carga aplicada

no centro do vão, de modo a induzir momento fletor negativo. A configuração experimental adotada é apresentada na Figura 4.19.

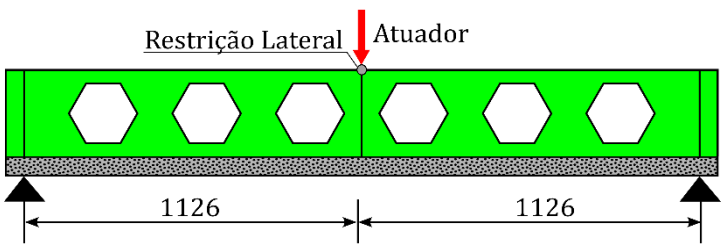
Figura 4.19 – Ensaio de flexão em três pontos



Fonte: Oliveira *et al.* (2025)

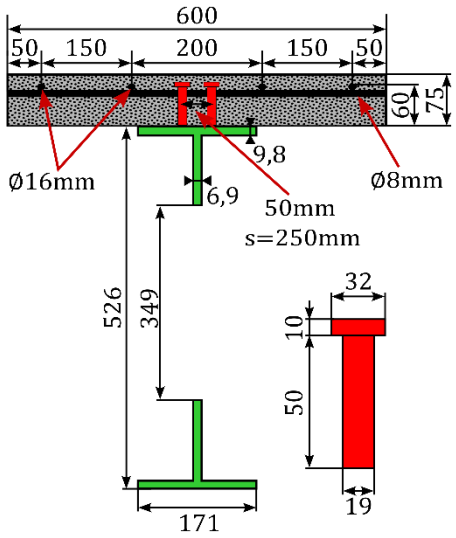
O detalhamento da geometria dos modelos experimentais e sua seção transversal são apresentadas nas 4.20 e 4.21, respectivamente. Já as propriedades mecânicas dos materiais para validação dos modelos, são apresentados na Tabela 4.11.

Figura 4.20 - Detalhamento longitudinal (dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2025)

Figura 4.21 - Detalhamento da seção transversal (dimensões em mm)



Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2025)

Tabela 4.11 - Propriedades dos materiais

Elemento	**E (GPa)**	ν	f_y **(MPa)**	f_u **(MPa)**	f_{tm} **(MPa)**	f_{cm} **(MPa)**
Laje de UHPC	45	0,2	-	-	11,07	139,84
Perfil Metálico	200	0,3	422,54	529,19	-	-
Armadura Longitudinal	200	0,3	700	770	-	-
Armadura Transversal	200	0,3	500	550	-	-
Conectores	200	0,3	738,63	-	-	-

Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2025)

Os autores desenvolveram um modelo numérico calibrado a partir dos ensaios experimentais, adotando imperfeição geométrica inicial de dg/500 e o modelo de tensões residuais da ECCS (1984) para perfis laminados. Conforme Ellobody (2012), quando o processo de corte é adequadamente executado, a distribuição de tensões residuais em vigas alveolares pode ser aproximada pela de perfis I duplamente simétricos, justificam os autores.

No presente estudo, foram consideradas diferentes distribuições de tensões residuais, incluindo os modelos propostos por ECCS (1984), Sonck, Van Impe e Belis (2014), Jia, Yang e Qin (2015), Peng *et al.* (2025) e as distribuições obtidas experimentalmente neste trabalho, de acordo com a simplificação apresentada na Seção 4.1.7. Os modelos de Peng *et al.* (2025) e Cardozo foram avaliados em duas configurações, correspondentes às seções do montante da alma e do duplo tê, assumindo-

se uniformidade das tensões residuais ao longo do comprimento, sem variação longitudinal.

O estudo de sensibilidade considerou imperfeições geométricas iniciais de dg/100 e dg/500. A amplitude dg/1000 também foi analisada, porém não foi apresentada devido à semelhança dos resultados com aqueles obtidos para dg/500.

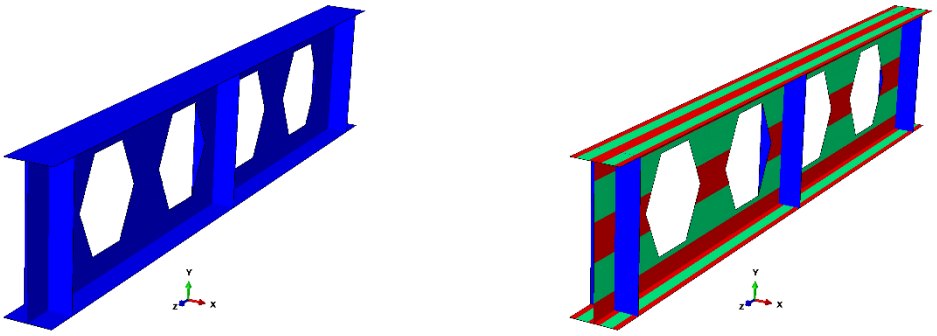
Ao todo, foram realizadas 32 análises não lineares. As combinações dos parâmetros analisados são apresentadas esquematicamente na Figura 4.22. A Figura 4.23 apresenta as distribuições de tensões residuais adotadas como condições iniciais nos modelos numéricos.

Figura 4.22 – Parâmetros analisados

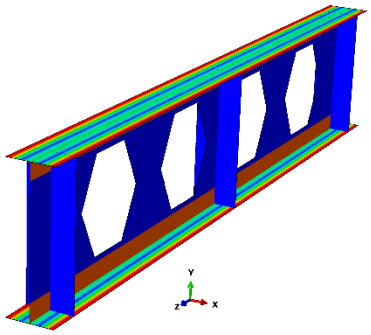
Vigas Mistas	Perfis Castelados	Imperfeições Geométricas	Tensões Residuais
Laje com 75 mm de altura	Padrão Anglo-Saxão	dg/100	Sem tensões residuais
UHPC	Padrão Peiner	dg/500	ECCS (1984)
Perfil W360x44,6			Sonck, Van Impe e Belis (2014)
Aço ASTM A572 Gr60			Jia, Yang e Qin (2015)
			Peng *et al.* (2025) MA
			Peng *et al.* (2025) DT
			Cardozo MA
			Cardozo DT

Fonte: A Autora (2026)

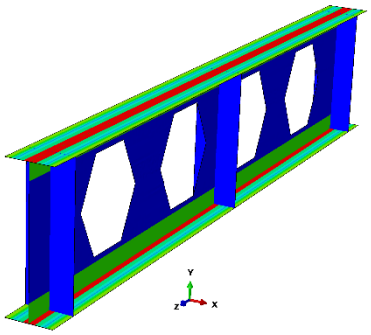
Figura 4.23 – Tensões residuais implementadas como um estado de tensões inicial



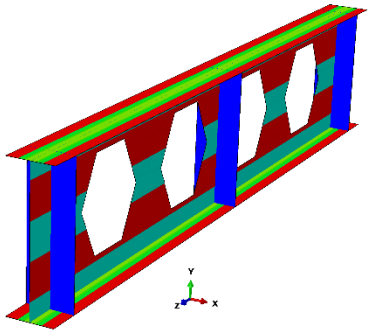
a) Sem tensões residuais



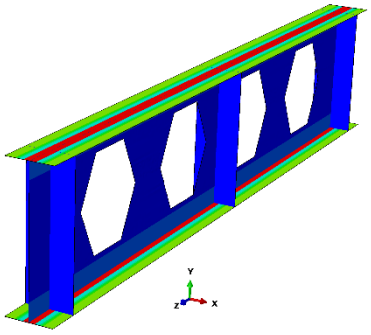
b) ECCS (1984)



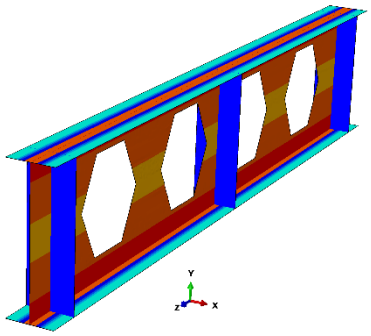
c) Sonck, Van Impe e Belis (2014)



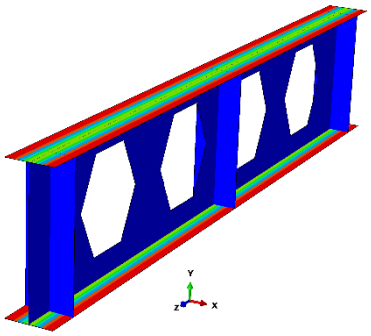
d) Jia, Yang e Qin (2015)



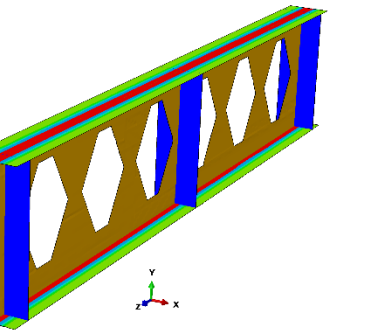
e) Peng *et al.* (2025) MA



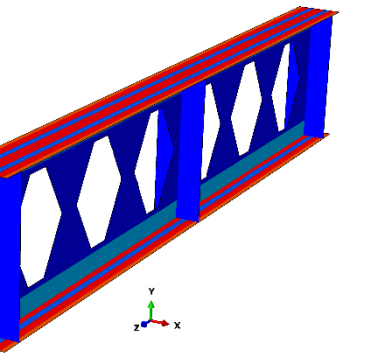
f) Peng *et al.* (2025) DT



g) Cardozo *et al.* (2025) MA Peiner



h) Cardozo *et al.* (2025) DT Peiner



i) Cardozo *et al.* (2025) MA Anglo-Saxão

j) Cardozo *et al.* (2025) DT Anglo-Saxão

Fonte: A Autora (2026)

Os resultados experimentais e numéricos são comparados na Tabela 4.12. A Figura 4.24 mostra as curvas carga versus deslocamento dos ensaios experimentais e modelos numéricos, evidenciando uma boa concordância entre os mesmos. Por fim, a Figura 4.25 mostra a comparação visual das razões P_{MN}/P_{Exp} de cada modelo.

Tabela 4.12 - Resultados do estudo de sensibilidade

	Imperfeição Geométrica	**CCB-A**				**CCB-P**			
		$\mathbf{P_{MN}/P_{Exp}}$	**MD**	**DP**	**CV**	$\mathbf{P_{MN}/P_{Exp}}$	**MD**	**DP**	**CV**
Sem Tensões Residuais	dg/100	0,964	0,991	0,038	3,82%	1,018	1,032	0,026	2,54%
	dg/500	1,014	0,986	0,061	6,15%	1,051	1,013	0,039	3,87%
ECCS (1984)	dg/100	0,943	0,991	0,047	4,76%	1,029	1,022	0,040	3,87%
	dg/500	0,985	0,978	0,042	4,25%	1,041	1,017	0,034	3,39%
Sonck, Van Impe e Belis (2014)	dg/100	0,957	0,946	0,092	9,74%	1,024	0,990	0,047	4,71%
	dg/500	0,994	0,989	0,042	4,21%	1,050	1,029	0,030	2,90%
Jia, Yang e Qin (2015)	dg/100	0,949	0,944	0,083	8,81%	1,008	0,993	0,040	4,07%
	dg/500	0,992	0,983	0,038	3,91%	1,041	1,026	0,033	3,22%
Peng *et al.* (2025) MA	dg/100	0,881	0,991	0,038	3,82%	1,012	1,032	0,026	2,54%
	dg/500	0,957	0,986	0,061	6,15%	1,023	1,013	0,039	3,87%
Peng *et al.* (2025) DT	dg/100	0,960	0,991	0,047	4,76%	1,019	1,022	0,040	3,87%
	dg/500	1,008	0,978	0,042	4,25%	1,050	1,017	0,034	3,39%
Cardozo MA	dg/100	0,885	0,946	0,092	9,74%	1,003	0,990	0,047	4,71%
	dg/500	0,964	0,989	0,042	4,21%	1,021	1,029	0,030	2,90%
Cardozo DT	dg/100	0,956	0,944	0,083	8,81%	1,010	0,993	0,040	4,07%
	dg/500	1,002	0,983	0,038	3,91%	1,049	1,026	0,033	3,22%

Fonte: A Autora (2026)

em que:

P_{MN} é a carga última do modelo numérico;

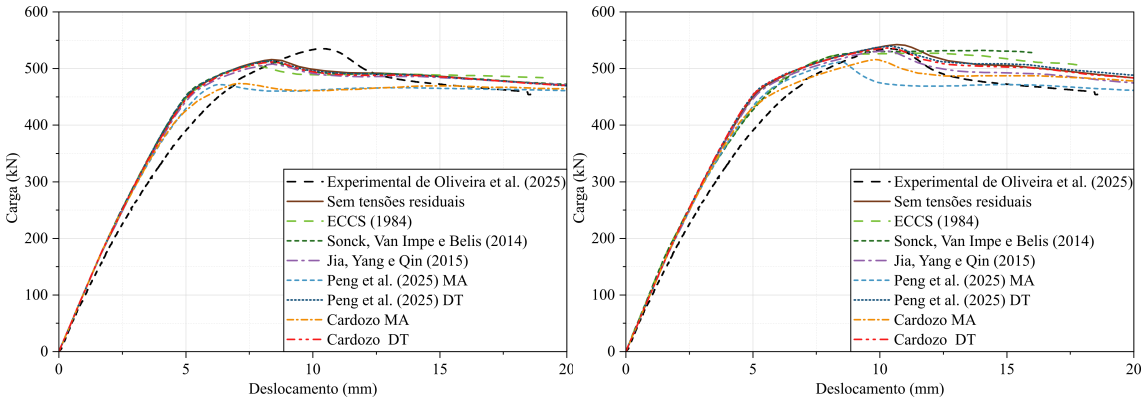
P_{Exp} é a carga última do ensaio experimental;

MD é a média dos dados;

DP é o desvio padrão dos dados;

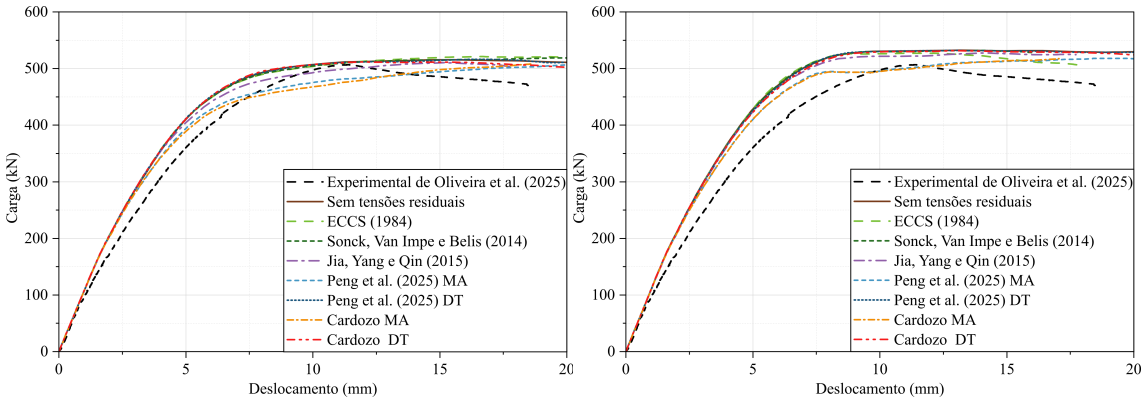
CV é o coeficiente de variação dos dados.

Figura 4.24 - Resultados da aferição do modelo numérico



a) $d_g/100$ b) $d_g/500$

CCB-A

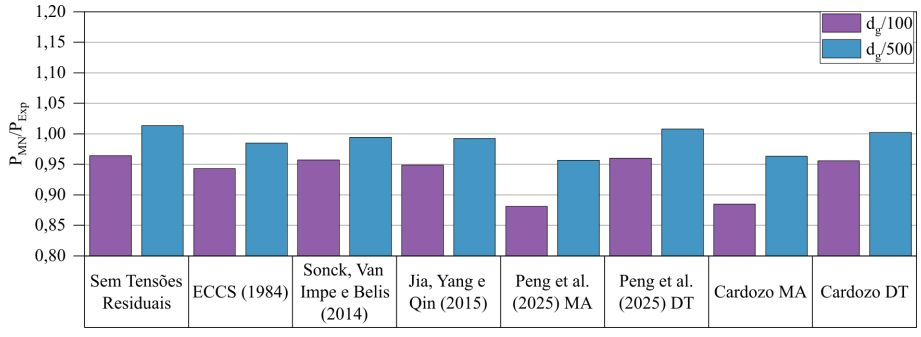


a) $d_g/100$ b) $d_g/500$

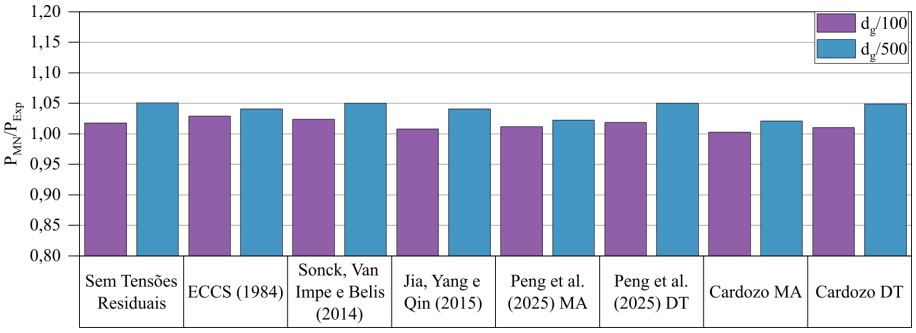
CCB-P

Fonte: A Autora (2026)

Figura 4.25 – Razões P_{MN}/P_{Exp} obtidas



CCB-A



CCB-P

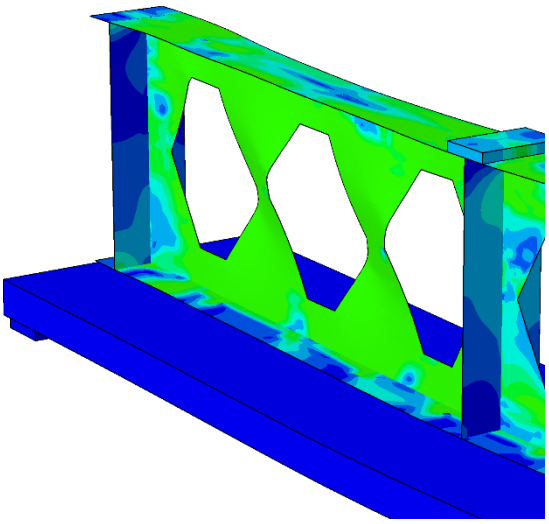
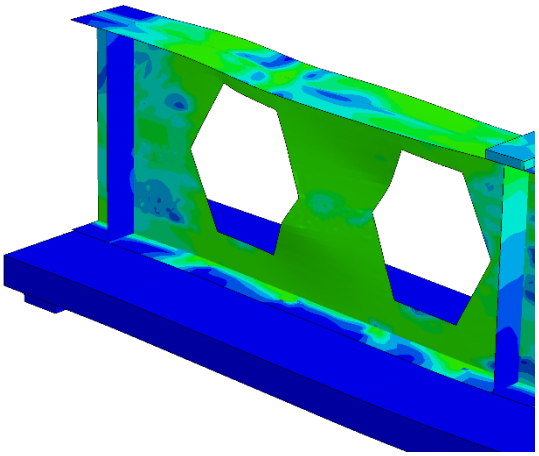
Fonte: A Autora (2026)

A análise dos resultados indica que, para a viga CCB-A, os modelos com imperfeição geométrica de dg/500 apresentaram melhor concordância com os resultados experimentais. Para a viga CCB-P, observou-se melhor ajuste com imperfeição de dg/100. Ressalta-se que não foram realizadas medições experimentais de retilineidade, o que limita a verificação direta dessas amplitudes.

Em relação às distribuições de tensões residuais, a melhor concordância para a viga CCB-A foi obtida com o modelo de Sonck, Van Impe e Belis (2014), associado à imperfeição de dg/500, enquanto a maior discrepância ocorreu com o modelo de Peng *et al.* (2025) aplicado ao montante da alma e imperfeição de dg/100. Para a viga CCB-P, o melhor desempenho foi verificado com a distribuição de Cardozo MA associada à imperfeição de dg/100. A maior divergência foi observada no modelo sem consideração de tensões residuais, com imperfeição de dg/500.

Todos os modelos apresentaram falha por Flambagem do Montante da Alma associado ao Mecanismo de Vierendeel, em concordância com as observações reportadas por Oliveira *et al.* (2025). De modo geral, considerando as cargas últimas obtidas e a concordância entre as curvas carga *versus* deslocamento, a combinação que apresentou melhor ajuste aos resultados experimentais das duas vigas analisadas corresponde à distribuição de tensões residuais de Cardozo no montante da alma, associada à imperfeição geométrica de dg/500. As deformadas correspondentes a estes modelos são apresentadas na Figura 4.26.

Figura 4.26 - Deformada dos modelos

Viga	Experimental	MEF
CCB-A		
CCB-P		

Fonte: A Autora (2026)

A conclusão precedente, baseada na inspeção visual das curvas carga-deslocamento e na comparação das cargas últimas, com dados restritos aos modelos com as distribuições Cardozo na forma simplificada, indica a distribuição de Cardozo MA com imperfeição geométrica de dg/500 como a combinação de melhor ajuste geral. A incorporação dos modelos Cardozo completos (MA e DT) e dos critérios quantitativos de erro quadrático médio normalizado (NMSE), erro relativo da área sob a curva (ΔE%) e razão P_{MN}/P_{EXP} permite uma revisão dessa conclusão, apresentada no Apêndice B.

5 ANÁLISE COMPARATIVA DAS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS E TENSÕES RESIDUAIS

CAPÍTULO 5

ANÁLISE COMPARATIVA DAS IMPERFEIÇÕES GEOMÉTRICAS E TENSÕES RESIDUAIS

Foi conduzido uma análise comparativa com o objetivo de avaliar a influência de diferentes padrões de tensões residuais no comportamento estrutural de vigas casteladas mistas submetidas a momento fletor negativo. O efeito da modificação do campo de tensões residuais sobre a resistência à flambagem foi analisado por meio de análises geometricamente e materialmente não lineares com inclusão de imperfeições (conhecidas como GMNIA). Neste capítulo, apresentam-se o esquema das simulações, bem como os modelos de tensões residuais e magnitudes de imperfeições geométricas variados, na sequência, os principais resultados obtidos.

O estudo paramétrico foi realizado com o uso de recursos computacionais da plataforma Amazon Web Services Elastic Compute Cloud Platform, Amazon AWS-EC2, conforme as concessões #408498/2022-6 e #421785/2022-5. A execução e o financiamento da pesquisa foram apoiados pelo Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq).

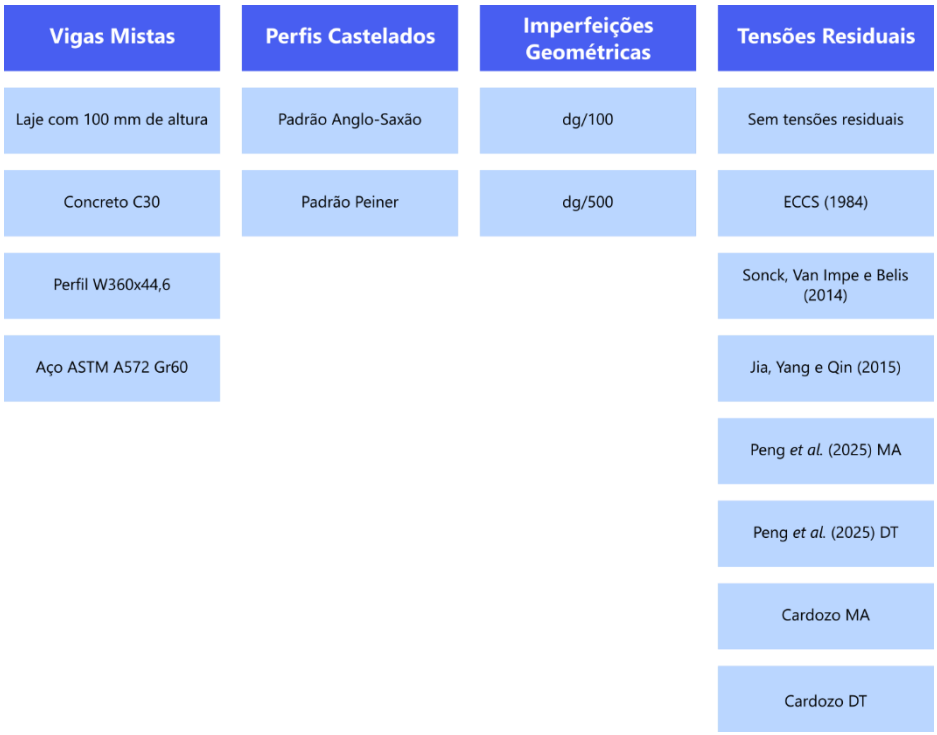
5.1 ESTUDO COMPARATIVO DA FLEXÃO EM TRÊS PONTOS

O estudo comparativo tem como objetivo avaliar a influência da distribuição de tensões residuais na instabilidade de vigas mistas com perfis castelados em ensaios de flexão em 3 pontos. Para isso, foram analisados dois perfis com diferentes geometrias de abertura, correspondentes aos padrões Peiner e Anglo-Saxão.

Os modelos de tensões residuais e as imperfeições geométricas iniciais foram considerados e implementados conforme descrito na Seção 4.3.

No total, foram analisados 32 modelos numéricos neste estudo. As combinações dos parâmetros analisados são apresentadas esquematicamente na Figura 5.1.

Figura 5.1 - Parâmetros analisados



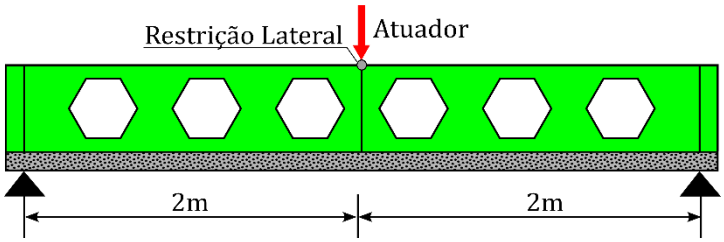
Fonte: A Autora (2026)

A configuração geral das simulações é apresentada na Figura 5.2. O vão adotado foi de 4 m, e a laje de concreto convencional possui espessura de 100 mm. A ligação entre o perfil de aço e o concreto foi representada por conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça, com 80 mm de comprimento e 19 mm de diâmetro, dispostos em uma fileira centralizada em relação ao perfil e em quantidade suficiente para garantir a interação completa entre os materiais. As propriedades mecânicas dos pinos, constituídos de aço carbono de alta resistência, foram determinadas por meio de ensaios de tração axial realizados por Santos *et al.* (2025), conduzidos conforme a norma ASTM A370-24 (2024).

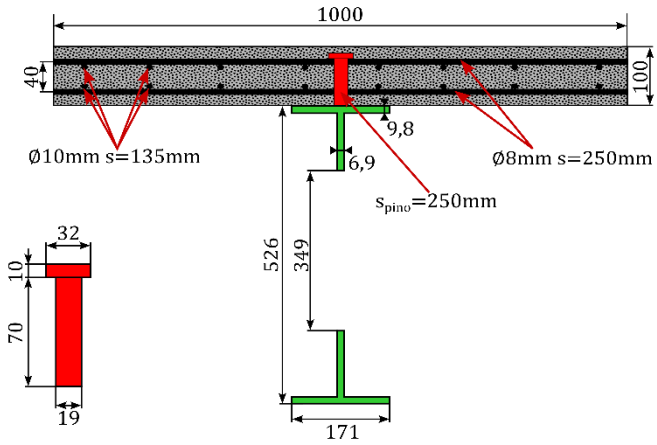
A armadura de reforço foi posicionada na região superior da laje, sendo composta por barras de 10 mm de diâmetro na direção longitudinal e de 8 mm na direção transversal, com espaçamentos de 135 mm e 250 mm, respectivamente.

Os perfis empregados correspondem aos mesmos analisados experimentalmente, cujas características geométricas e propriedades do aço estão descritas na Seção 3.1.1. As propriedades mecânicas dos materiais considerados no estudo paramétrico são apresentadas na Tabela 5.1.

Figura 5.2 - Configuração do modelo numérico



a) Visão lateral do ensaio (dimensões em mm)



b) Seção (dimensões em mm)

Fonte: A Autora (2026)

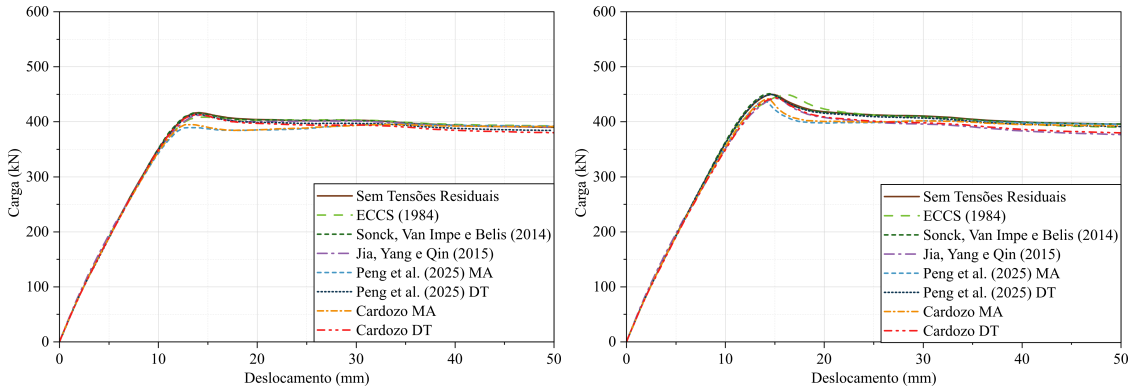
Tabela 5.1 - Propriedades dos materiais utilizados

Elemento	**E (GPa)**	ν	f_y **(MPa)**	f_{tm} **(MPa)**	f_{cm} **(MPa)**
Laje de Concreto	32,84	0,2	-	2,5	24,05
Perfil Metálico	200	0,3	422,54	-	-
Armadura	210	0,3	500	-	-
Conectores	200	0,3	738,63	-	-

Fonte: Adaptado de Santos *et al.* (2025)

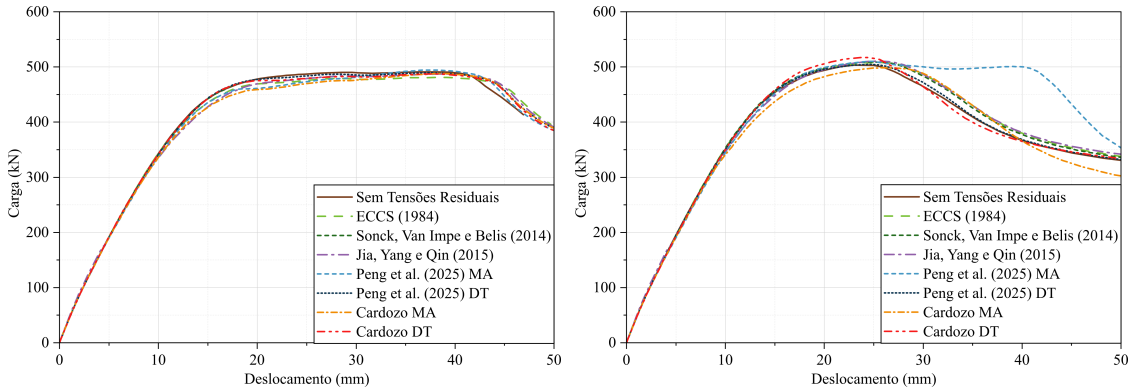
A Figura 5.3 apresenta as curvas carga deslocamento dos modelos, para cada distribuição de tensões residuais, variando o padrão de abertura dos perfis castelados e os valores iniciais de imperfeição geométrica.

Figura 5.3 - Comparação das curvas carga deslocamento dos modelos



a) $dg/100$ b) $dg/500$

Viga castelada no padrão Anglo-Saxão



a) $d_g/100$ b) $d_g/500$

Viga castelada no padrão Peiner

Fonte: A Autora (2026)

A Tabela 5.2 apresenta os valores de carga última dos modelos simulados.

Tabela 5.2 - Cargas últimas obtidas nos modelos (valores em kN)

	Anglo-Saxão		**Peiner**	
	dg/100	dg/500	dg/100	dg/500
ECCS (1984)	416,05	451,14	463,72	508,92
Sonck, Van Impe e Belis (2014)	408,60	449,17	481,18	508,02
Jia, Yang e Qin (2015)	412,01	442,33	487,13	510,62
Peng *et al.* (2025) MA	396,06	437,72	494,36	509,96
Peng *et al.* (2025) DT	413,46	449,42	489,53	504,54
Cardozo MA	395,08	441,41	488,05	498,41
Cardozo DT	412,98	443,56	487,22	517,13

Fonte: A Autora (2026)

Para a viga com padrão Anglo-Saxão, a maior carga última foi obtida com o modelo de Sonck, Van Impe e Belis (2014), considerando imperfeição geométrica de dg/500, enquanto a menor foi verificada com a distribuição Cardozo MA, para imperfeição de dg/100.

Para a viga com padrão Peiner, a maior carga última foi associada à distribuição de Cardozo DT, com imperfeição geométrica de dg/500, ao passo que a menor ocorreu no modelo de Sonck, Van Impe e Belis (2014), com imperfeição de dg/100.

O modelo de tensões residuais Peng *et al.* (2025) MA, com imperfeição de dg/500 para a viga CCB-P, apresenta uma degradação de resistência pós-pico mais gradual em contraste com a queda acentuada observada nos demais modelos. Esse comportamento decorre de uma distribuição oscilatória de tensões residuais na alma (com picos de tração intercalados por regiões de compressão) aplicada uniformemente ao longo do comprimento da viga. Essa configuração introduz uma incompatibilidade de campo nas regiões de transição entre montantes e aberturas, onde a descontinuidade geométrica altera localmente o equilíbrio de tensões. Consequentemente, no modelo Peng *et al.* (2025) MA, a alma dos montantes plastifica antes das mesas, diferentemente dos outros modelos, nos quais a plastificação se inicia na mesa comprimida. Essa plastificação precoce reduz de forma acentuada a rigidez efetiva e eleva o deslocamento no pico. Como o modelo Cardozo MA não exibe desvio equivalente, apesar de também possuir distribuição oscilatória na alma, conclui-se que a amplitude das tensões no modelo Peng *et al.* (2025) MA é o fator determinante para a inversão da sequência de plastificação.

Adicionalmente, a utilização da imperfeição geométrica de dg/100 promoveu uma convergência entre todas as curvas, gerando uma queda de resistência pós-pico mais acentuada e uniforme. Esse resultado indica que, sob imperfeições de maior magnitude, o modo de flambagem é ativado de maneira mais precoce e homogênea, tornando-se o parâmetro dominante na resposta estrutural e atenuando a influência relativa das tensões residuais na alma.

Por fim, os modelos apresentaram instabilidade associada ao acoplamento entre Flambagem Lateral com Distorção e Flambagem do Montante da Alma. Entretanto, a FLD manifestou-se de forma pouco significativa, razão pela qual os resultados apresentaram baixa sensibilidade às diferentes distribuições de tensões residuais.

As vigas analisadas no estudo que abordou simulações de flexão em três pontos apresentaram interação entre Flambagem Lateral com Distorção e Flambagem do

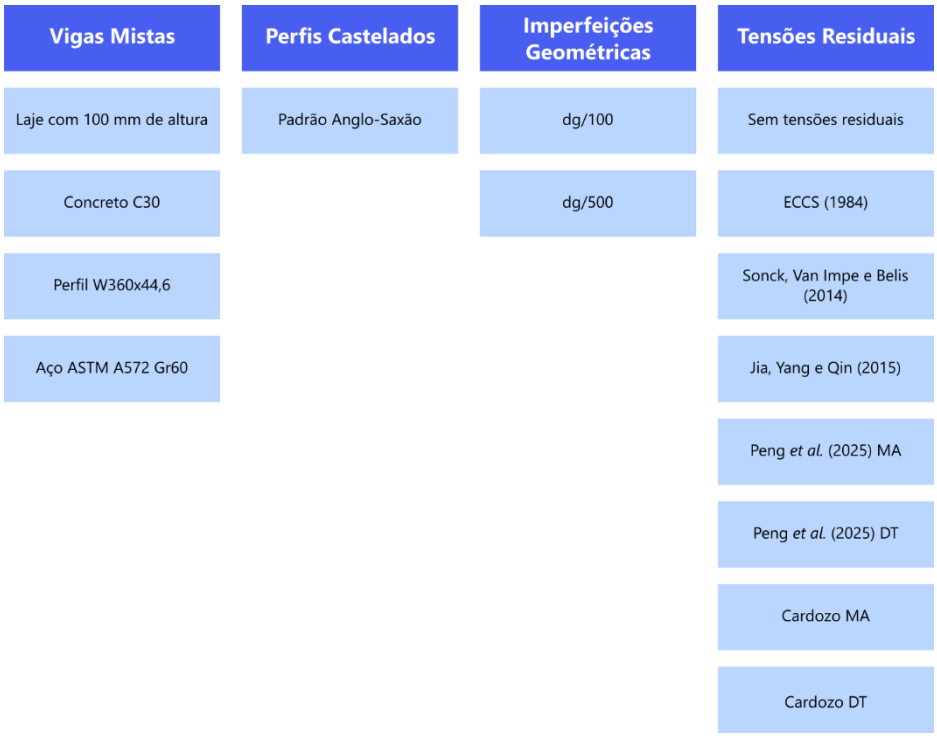
Montante da Alma. Nesse caso, as vigas são submetidas simultaneamente a momentos negativos e esforços cortantes, o que contribui para a ocorrência de FMA e a possível interação entre esse modo e a FLD. Além disso, distribuições não uniformes de tensões residuais ao longo da altura da alma podem intensificar concentrações de deformações nos montantes, favorecendo a FMA.

5.2 ESTUDO COMPARATIVO DA FLEXÃO EM QUATRO PONTOS

O estudo comparativo tem como objetivo avaliar a influência da distribuição de tensões residuais na instabilidade de vigas mistas com perfis castelados em ensaios de flexão em quatro pontos. Para isso, foram analisados perfis castelados com padrão de abertura do tipo Anglo-Saxão.

Os modelos de tensões residuais e as imperfeições geométricas iniciais foram considerados conforme descrito na Seção 4.3. No total, foram analisados 16 modelos numéricos neste estudo. As combinações dos parâmetros analisados são apresentadas esquematicamente na Figura 5.4.

Figura 5.4 - Parâmetros analisados



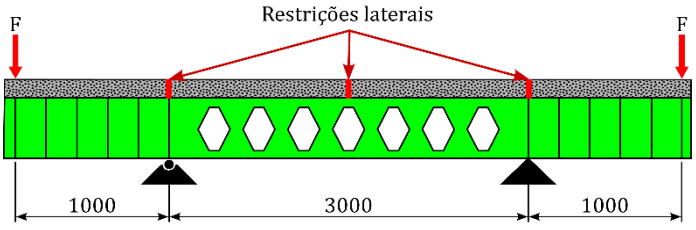
Fonte: A Autora (2026)

A configuração geral das simulações é apresentada na Figura 5.5. O vão adotado foi de 3 m, e a laje de concreto possui espessura de 100 mm. A ligação entre o perfil de aço e o concreto foi representada por conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça, com 80 mm de comprimento e 19 mm de diâmetro, dispostos em uma fileira centralizada em relação ao perfil e em quantidade suficiente para garantir a interação completa entre os materiais. As propriedades mecânicas dos pinos, constituídos de aço carbono de alta resistência, foram determinadas por meio de ensaios de tração axial realizados por Santos *et al.* (2025), conduzidos conforme a norma ASTM A370-24 (2024).

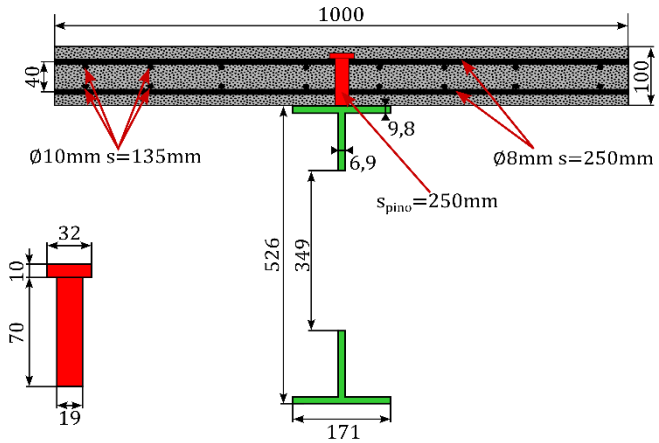
A armadura de reforço foi posicionada na região superior da laje, sendo composta por barras de 10 mm de diâmetro na direção longitudinal e de 8 mm na direção transversal, com espaçamentos de 135 mm e 250 mm, respectivamente.

O perfil Anglo empregado corresponde ao analisado experimentalmente, cuja características geométricas e propriedades do aço estão descritas na Seção 3.1.1. As propriedades mecânicas dos materiais considerados no estudo paramétrico são apresentadas na Tabela 5.3.

Figura 5.5 - Configuração do modelo numérico



a) Visão lateral do ensaio (dimensões em mm)



b) Seção (dimensões em mm)

Fonte: A Autora (2026)

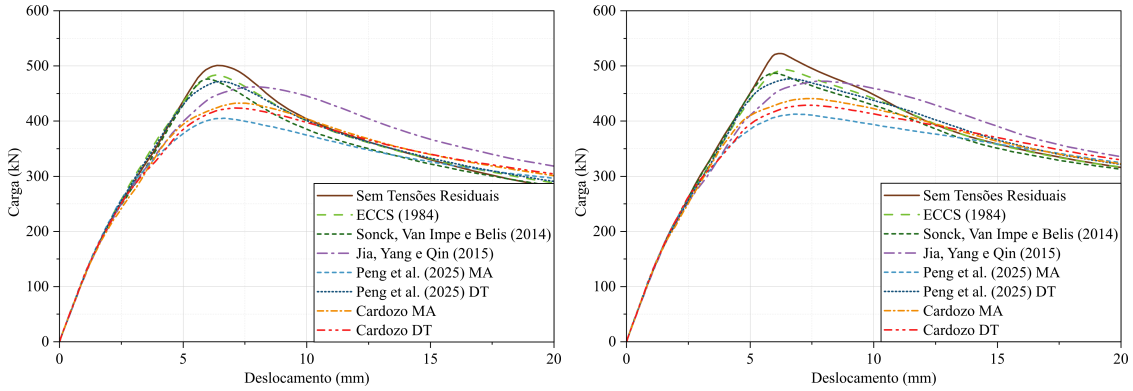
Tabela 5.3 - Propriedades dos materiais utilizados

Elemento	E (GPa)	ν	f_y (MPa)	f_{tm} (MPa)	f_{cm} (MPa)
Laje de Concreto	32,84	0,2	-	2,5	24,05
Perfil Metálico	200	0,3	422,54	-	-
Armadura	210	0,3	500	-	-
Conectores	200	0,3	738,63	-	-

Fonte: Adaptado de Santos *et al.* (2025)

A Figura 5.6 apresenta as curvas carga deslocamento dos modelos, para cada distribuição de tensões residuais, variando o padrão de abertura dos perfis castelados e os valores iniciais de imperfeição geométrica. A **Tabela 5.4** apresenta os valores de carga última dos modelos simulados.

Figura 5.6 - Comparação das curvas carga deslocamento dos modelos



c) $dg/100$ d) $dg/500$

Fonte: A Autora (2026)

Tabela 5.4 - Cargas últimas obtidas nos modelos (valores em kN)

	dg/100	dg/500
Sem tensões residuais	500,72	522,65
ECCS (1984)	483,36	558,67
Sonck, Van Impe e Belis (2014)	476,30	570,65
Jia, Yang e Qin (2015)	462,00	472,46
Peng *et al.* (2025) MA	405,16	412,40
Peng *et al.* (2025) DT	471,94	476,62
Cardozo MA	432,57	423,70
Cardozo DT	440,97	428,76

Fonte: A Autora (2026)

A maior carga última foi obtida com o modelo de tensões residuais da ECCS (1984), associado à imperfeição geométrica de dg/500. De modo geral, os maiores valores de carga, para ambas as amplitudes de imperfeição consideradas, ocorreram nos modelos sem tensões residuais e naqueles baseados nas distribuições da ECCS (1984) e de Sonck, Van Impe e Belis (2014). Em contraste, os menores valores de carga última foram observados nos modelos de Peng *et al.* (2025) no montante da alma.

Esse comportamento está relacionado ao fato de que, na Flambagem Lateral com Distorção, as tensões de compressão nas mesas desempenham papel predominante na resistência estrutural. Modelos que apresentam menores magnitudes de compressão nessas regiões, ou maior compensação por tensões de tração, tendem a apresentar maior capacidade resistente à flexão.

Nesse contexto, o modelo de Peng *et al.* (2025) no montante da alma mostra-se o mais crítico, pois apresenta elevadas magnitudes de tensões compressão, combinadas com menor nível de tração. Em comparação, o modelo de Jia, Yang e Qin (2015) apresenta níveis de compressão semelhantes, porém com maior parcela de tração equilibrante, o que contribui para um desempenho estrutural menos desfavorável. De forma análoga, as distribuições obtidas experimentalmente neste trabalho também apresentam níveis relevantes de tração compensatória, resultando em comportamento intermediário.

Por fim, a Flambagem Lateral com Distorção foi o modo de falha claramente observado em todos os modelos. Em simulações de flexão em quatro pontos, as vigas são submetidas a flexão pura, ou seja, a um momento negativo uniforme, o que contribui para a ocorrência da FLD.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

CAPÍTULO 6
CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os objetivos do trabalho foram atingidos mediante a medição experimental das tensões residuais em perfis I castelados de aço ASTM A572 Gr60 e a análise numérica de sua influência na capacidade resistente à Flambagem Lateral com Distorção em vigas mistas aço e concreto, com correlação aos modelos da literatura. Considerando a escassez de dados experimentais sobre perfis castelados, destacam-se a relevância dos resultados obtidos e a necessidade de investigações complementares. Este capítulo apresenta as conclusões e sugestões para pesquisas futuras.

6.1 CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como objetivo determinar experimentalmente as tensões residuais em perfis castelados de aço ASTM A572 Gr60 e analisar, por meio de modelagem numérica, o comportamento de vigas casteladas mistas de aço e concreto submetidas a momento fletor negativo. Inicialmente, foi realizada uma revisão bibliográfica para caracterizar o estado da arte, a qual evidenciou a escassez de estudos sobre a distribuição de tensões residuais em perfis castelados, especialmente no que se refere a medições experimentais. Na etapa experimental, adotou-se o método do seccionamento conforme Tebedge, Alpsten e Tall (1973), associado ao uso de extensômetro mecânico. De modo geral, as distribuições obtidas apresentaram boa concordância com os padrões descritos na literatura. Na etapa numérica, foram desenvolvidos modelos que incorporam imperfeições estruturais, representadas pelo campo de tensões residuais, e imperfeições geométricas iniciais, associadas à falta de retilineidade. Adicionalmente, foram empregadas leis constitutivas não lineares para representar o comportamento dos materiais e a interação entre aço e concreto. Os modelos foram validados com base em resultados experimentais de Tong *et al.* (2014), Salah (2009) e Oliveira *et al.* (2025), incluindo estudos de sensibilidade no último para definição das imperfeições iniciais mais representativas. Por fim, foram analisados modelos submetidos à flexão em três e quatro pontos, com o objetivo de avaliar a influência de diferentes distribuições de tensões residuais, tanto da literatura quanto obtidas neste estudo, no comportamento estrutural de vigas casteladas mistas com

aberturas nos padrões Anglo-Saxão e Peiner. Os resultados contribuem para o entendimento da influência das tensões residuais nos modos de falha e na resposta estrutural desses elementos. Com base nos resultados obtidos, são apresentadas as seguintes conclusões:

- As distribuições experimentais de tensões residuais mostraram-se com padrões e magnitudes coerentes com a literatura;
- Os processos de corte e soldagem, associados à fabricação dos perfis castelados, promoveram redistribuições significativas nos campos de tensões residuais;
- No estudo de sensibilidade baseado nos ensaios de Oliveira *et al.* (2025), a melhor concordância para a viga CCB-A foi obtida com o modelo de Sonck, Van Impe e Belis (2014), associado à imperfeição geométrica de dg/500, enquanto a maior discrepância ocorreu com o modelo de Peng *et al.* (2025) no montante da alma, com imperfeição de dg/100;
- Para a viga CCB-P, a melhor concordância foi obtida com a distribuição experimental deste trabalho, no montante da alma, associada à imperfeição de dg/100, enquanto a maior divergência ocorreu no modelo sem consideração de tensões residuais, com imperfeição de dg/500;
- Todos os modelos analisados no estudo de sensibilidade apresentaram falha por Flambagem do Montante da Alma associada ao Mecanismo de Vierendeel, em concordância com as observações experimentais de Oliveira *et al.* (2025);
- De forma geral, considerando as cargas últimas e a concordância entre as curvas carga versus deslocamento, a combinação que melhor representou os resultados experimentais foi a distribuição experimental deste trabalho no montante da alma, implementado de forma simplificada, associada à imperfeição geométrica de dg/500;
- Contudo, a implementação integral das distribuições experimentais deste trabalho no duplo tê, associadas às imperfeições geométricas de dg/500 ou dg/1000, reproduzem com maior fidelidade tanto a energia

de deformação quanto a carga de pico ao longo de toda a curva carga deslocamento (Apêndice B);

- No estudo comparativo de flexão em três pontos, para a viga com padrão Anglo-Saxão, a maior carga última foi obtida com o modelo de Sonck, Van Impe e Belis (2014), com imperfeição de dg/500, enquanto a menor foi observada com a distribuição experimental no montante da alma, com imperfeição de dg/100;
- Para a viga com padrão Peiner, na flexão em três pontos, a maior carga última foi obtida com a distribuição experimental no duplo tê, com imperfeição de dg/500, enquanto a menor ocorreu com o modelo de Sonck, Van Impe e Belis (2014), com imperfeição de dg/100;
- Nos modelos submetidos à flexão em três pontos, observou-se instabilidade devido ao acoplamento entre Flambagem Lateral com Distorção e Flambagem do Montante da Alma;
- No estudo comparativo de flexão em quatro pontos, a maior carga última foi obtida com o modelo da ECCS (1984), associado à imperfeição de dg/500, enquanto a menor ocorreu com o modelo de Peng *et al.* (2025), no montante da alma e imperfeição de dg/100;
- Na flexão em quatro pontos, a Flambagem Lateral com Distorção constituiu o modo de falha predominante, em função do estado de flexão pura, caracterizado por momento fletor negativo uniforme;
- As tensões de compressão nas mesas mostraram-se determinantes para a resistência estrutural. Distribuições com menores magnitudes de compressão, ou com maior compensação por tensões de tração, apresentaram maior capacidade resistente à flexão;
- Apesar da variabilidade inerente às imperfeições geométricas e estruturais iniciais, os resultados indicam a viabilidade de modelos numéricos que incorporem padrões representativos de tensões residuais, conforme os obtidos neste estudo.

6.2 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para a continuidade e aprofundamento das investigações realizadas neste estudo, recomenda-se o desenvolvimento de trabalhos futuros com as seguintes abordagens:

- Elaboração de campanha experimental robusta que contemple múltiplos perfis originais, uma maior variedade de padrões de aberturas e diferentes tipos de aço, visando à medição das tensões residuais e à proposição de novos modelos;
- Avaliação do efeito das tensões residuais aferidas no comportamento estrutural de vigas casteladas mistas em situação de incêndio;
- Investigação (experimental e numérica) do comportamento de vigas alveolares mistas em regiões de momento fletor negativo com diferentes geometrias de aberturas;
- Investigação do comportamento de vigas alveolares mistas em regiões de momento fletor negativo com distintos sistemas de laje, como concreto de ultra-alto desempenho (UHPC), *steel deck,* lajes alveolares, entre outros.

7 REFERÊNCIAS

CAPÍTULO 7
REFERÊNCIAS

ABAQUS, INC. **ABAQUS Analysis User's Manual**. Dassault Systèmes Simulia Corp., 2006.

ACEVEDO, C. **Influence of Residual Stresses on Fatigue Response of Welded Tubular K-Joints**. 2011. Tese (Doutorado) – École Polytechnique Fédérale De Lausanne, Lausanne, 2011.

AGLAN, Ahmed A.; REDWOOD, Richard G. Web buckling in castellated beams. **Proceedings of the Department of Civil Engineering and Applied Mechanics**. Montreal: McGill University, 1974.

AMERICAN INSTITUTE FOR STEEL CONSTRUCTION. **Specification for Structural Steel Buildings**. Chicago: American Institute for Steel Construction, 2010.

ALPSTEN, G. A. **Thermal residual stresses in hot-rolled steel members**: (Residual stresses in thick welded plates). Fritz Laboratory Report, n. 337.3, Lehigh University, 1968.

ALPSTEN, Goran A. Prediction of thermal residual stresses in hot-rolled plates and shapes of structural steel. **IABSE 9th congress report**, 1972.

ALPSTEN, Goran A.; TALL, Lambert. **Residual stresses in heavy welded shapes**. [S. l.: s. n.], 1969.

AUSTRALIAN STANDARD. 4100-1998. **Australian Standard - Steel Structures**. Australia, 1998.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 8800**: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios. Rio de Janeiro: ABNT, 2024.

ASTM INTERNATIONAL. **Standard Test Methods and Definitions for Mechanical Testing of Steel Products**. West Conshohocken, PA, 2024.

BAN, Hui; SHI, Gang; SHI, Yongjiu; WANG, Yuanqing. Residual stress of 460 MPa high strength steel welded box section: Experimental investigation and modeling. **Thin-Walled Structures**, v. 64, p. 73–82, 2013.

BARTH, Karl E.; WHITE, Donald W. Finite element evaluation of pier moment-rotation characteristics in continuous-span steel I Girders. **Engineering Structures**, v. 20, n. 8, p. 761–778, 1998.

BEEDLE, Lynn S.; TALL, Lambert. **Basic column strength**. [S. l.: s. n.], 1959.

BEG, Darko; HLADNIK, L. Slenderness Limit of Class 3 I Cross-sections Made of High Strength Steel. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 38, n. 3, p. 201–217, 1996.

BENEDITO, Alisson V. **Estudo numérico da mudança do padrão de falha em vigas de concreto**: variação do volume de fibras. Organizadores: Luciana Vanalli e Pablo A. Krahl. Maringá, PR, 2023.

BRADFORD, Mark A. Distortional buckling of elastically restrained cantilevers. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 47, n. 1–2, p. 3–18, 1998.

BRADFORD, Mark A. Strength of compact steel beams with partial restraint. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 53, p. 183–200, 2000.

BRADFORD, Mark A.; GAO, Z. Distortional Buckling Solutions for Continuous Composite Beams. **Journal of Structural Engineering**, v. 118, n. 1, p. 73–89, 1992.

BRADFORD, Mark A.; JOHNSON, Roger P. Inelastic buckling of composite bridge girders near internal supports. **Proc. Instn Ciu. Engrs, Part**, v. 83 Pt. 2, p. 143–159, 1987.

BRITISH STANDARD. 5950-1:2000. **Structural use of steelwork in building** - Part 1: Code of practice for design - Rolled and welded sections. BSI, 2000.

CAO, Xi; WANG, Wei; JIA, Xiaobing; LI, Guo-Qiang. Residual stress distribution model of high strength steel welded channel section. **Structures**, v. 60, 2024.

CARREIRA, Domingo J.; CHU, Kuang-Han. Stress-strain relationship for plain concrete in compression. **ACI Journal Proceedings**, v. 82, n. 6, p. 797–804, 1985.

CARVALHO, Adriel S.; MARTINS, Cristina H.; ROSSI, Adriana; OLIVEIRA, Vinicius M.; MORKHADE, Samadhan G. Moment gradient factor for steel I-beams with sinusoidal web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 202, 2023a.

CARVALHO, Adriel S.; OLIVEIRA, Vinicius M.; ROSSI, Adriana; MARTINS, Cristina H. Elastic lateral-torsional buckling behavior of steel I-beams with sinusoidal web openings. **Structures**, v. 47, p. 23–36, 2023b.

CARVALHO, Adriel S.; ROSSI, Adriana; MARTINS, Cristina H. Assessment of lateral–torsional buckling in steel I-beams with sinusoidal web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 175, 2022.

CHACÓN, Rolando; SERRAT, M.; REAL, Esther. The influence of structural imperfections on the resistance of plate girders to patch loading. **Thin-Walled Structures**, v. 53, p. 15–25, 2012.

CHEN, Shaofan. **Instability of Composite Beams in Hogging Bending**. 1992. Tese (Doutorado) – University of Warwick, Coventry, 1992.

CHEN, Shaofan; JIA, Ye. Numerical investigation of inelastic buckling of steel-concrete composite beams prestressed with external tendons. **Thin-Walled Structures**, v. 48, n. 3, p. 233–242, 2010.

CHEN, Shaofan; LIU, J. Zhi; CHAN, Tak-Ming. Material properties and residual stresses of welded high strength steel and hybrid I-sections. **Engineering Structures**, v. 276, 2023.

CHEN, Xu-Guang; WU, Gang; RAN, Hong-Song. Effects of welding residual stresses on overall stability of castellated beams. **Building Structure**, v. 45, n. 21, p. 35–40, 2015.

CHUNG, Kwok-Fai; LAWSON, Robert M. **Simplified design of composite beams with large web openings to Eurocode 4**. [S. l.: s. n.], 2001.

COMPANHIA BRASILEIRA DE METALURGIA E MINERAÇÃO. **Relatório de Sustentabilidade 2024**. Araxá, MG: CBMM, 2024.

CUI, J. **Influence of Residual Stress on the Resistance of Welded I Sections Fabricated with Flame-cut Plates**. 1983. Dissertação (Mestrado) – Chongqing Institute of Architecture and Engineering, Chongqing, 1983.

DAS, P. K.; SRIMANI, S. L. **Handbook for the design of castellated beams**. New Delhi: Oxford & IBH Publishing Co., 1984.

DASSAULT SYSTÈMES SIMULIA CORP. **Abaqus**. Johnston, RI, USA, 2022.

DIAS, João Victor F.; OLIVEIRA, João Paulo S.; CALENZANI, Adenilcia F. G.; FAKURY, Ricardo H. Elastic Critical Moment of Lateral-Distortional Buckling of Steel-Concrete Composite Beams under Uniform Hogging Moment. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, v. 19, n. 7, 2019.

DÍAZ, A.; CUESTA, I. I.; ALEGRE, J. M.; JESUS, Adélio M. P. de; MANSO, J. M. Residual stresses in cold-formed steel members: Review of measurement methods and numerical modelling. **Thin-Walled Structures**, 2021.

EARLS, Christopher J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 51, p. 147–175, 1999.

EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK. **Manual on Stability of Steel Structures**. European Convention for Constructional Steelwork, 1976.

EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK. **Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints**. European Convention for Constructional Steelwork, 1984.

ELLOBODY, Ehab. Behaviour of normal and high-strength castellated steel beams. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 165, n. 10, p. 529–542, 2012.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1992-1-1:2004**: Eurocode 2 – Design of concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 2004.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-13:2024**: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-13: Beams with large web openings. Brussels: CEN, 2024.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1993-1-14:2025**: Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1-14: Design assisted by finite element analysis. Brussels: CEN, 2025.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **EN 1994-1-1:2004**: Eurocode 4 – Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 2004.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **ENV 1994-1-1:1992**: Eurocode 4 – Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 1992.

EUROPEAN COMMITTEE FOR STANDARDIZATION. **prEN 1994-1-1:2024**: Eurocode 4 – Design of composite steel and concrete structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings. Brussels: CEN, 2024.

FARES, S. S.; COULSON, J.; DINEHART, D. W. **Steel Design Guide 31**: Castellated and Cellular Beam Design. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2016.

FÉDERATION INTERNATIONALE DU BÉTON (FIB). **Model code 2010** - First complete draft. International Federation for Structural Concrete (FIB), 2010.

FERREIRA, Fabrício P. V.; MARTINS, Cristina H. LRFD for Lateral-Torsional Buckling Resistance of Cellular Beams. **International Journal of Civil Engineering**, v. 18, n. 3, p. 303–323, 2020.

FERREIRA, Fabrício P. V.; MARTINS, Cristina H.; NARDIN, Silvana de. Sensitivity Analysis of Composite Cellular Beams to Constitutive Material Models and Concrete Fracture. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, v. 21, n. 1, 2021a.

FERREIRA, Fabrício P. V.; MARTINS, Cristina H.; NARDIN, Silvana de. Assessment of web post buckling resistance in steel-concrete composite cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 158, 2021b.

FERREIRA, Fabrício P. V.; ROSSI, Adriana; MARTINS, Cristina H. Lateral-torsional buckling of cellular beams according to the possible updating of EC3. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 153, p. 222–242, 2019.

FERREIRA, Fabrício P. V.; TSAVDARIDIS, Konstantinos D.; MARTINS, Cristina H.; NARDIN, Silvana de. Buckling and post-buckling analyses of composite cellular beams. **Composite Structures**, v. 262, p. 113616, 2021c.

FERREIRA, Fabrício P. V.; TSAVDARIDIS, Konstantinos D.; MARTINS, Cristina H.; NARDIN, Silvana de. Ultimate strength prediction of steel–concrete composite cellular beams with PCHCS. **Engineering Structures**, v. 236, p. 112082, 2021d.

FERREIRA, Fabrício P. V.; TSAVDARIDIS, Konstantinos D.; MARTINS, Cristina H.; NARDIN, Silvana de. Composite action on web-post buckling shear resistance of composite cellular beams with PCHCS and PCHCSCT. **Engineering Structures**, v. 246, 2021e.

FERREIRA FILHO, Jose O.; TANKOVA, Trayana; CARVALHO, Humberto; MARTINS, Cristina; SIMÕES DA SILVA, Luís. Experimental and numerical flexural buckling resistance of high strength steel columns and beam-columns. **Engineering Structures**, v. 265, 2022.

GALAMBOS, Theodore V. **Inelastic lateral buckling of beams**. [S. l.: s. n.], 1963.

GALAMBOS, Theodore V.; KETTER, Robert L. Columns under combined bending and thrust. **Journal of the Engineering Mechanics Division**, v. 85, p. 1–30, 1959.

GIZEJOWSKI, Marian A.; SALAH KHALIL, Walid A. Restrained distortional buckling strength of steel-concrete composite beams-A review of current practice and new developments. In: **10th International Conference Modern Building Materials, Structures and Techniques**. Anais... Vilnius, 2010a. p. 604–612.

GIZEJOWSKI, Marian A.; SALAH, Walid A. Stability and ductility of castellated composite beams subjected to hogging bending. In: **International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures**, SDSS'Rio 2010. Anais... Rio de Janeiro, 2010b. p. 839–846.

GUO, Dong; ZHOU, C.; REN, R.; WANG, D. Residual stresses of Q235 steel wallboard - Q460 high-strength steel column structural system. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 197, 2022.

HANSWILLE, Gerhard; LINDNER, Joachim; MÜNICH, D. Lateral torsional buckling of composite beams. **Stahlbau**, v. 67, n. 7, p. 525–535, 1998.

HILLERBORG, Arne; MODÉER, M.; PETERSSON, P. E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. **Cement and Concrete Research**, v. 6, n. 6, p. 773–781, 1976.

HORDIJK, Dick A. Tensile and Tensile Fatigue Behaviour of Concrete; Experiments, Modelling and Analyses. **HERON**, v. 37, n. 1, p. 79, 1992.

HUBER, Alfons W. **Residual stresses in wide-flange beams and columns**. [S. l.: s. n.], 1956.

HUBER, Alfons W.; BEEDLE, Lynn S. Residual stress and the compressive strength of steel. **Welding Journal**, v. 33, n. 12, p. 589–614, 1954.

JIA, Li-Guang; YANG, Jun-Hai; QIN, C. G. Experimental study on residual stress distribution along open hole sections of cellular steel components. **Engineering Mechanics**, v. 32, p. 304–309, 2015.

JOHNSON, Roger P. **Composite structures of steel and concrete**: beams, slabs, columns, and frames for buildings. Oxford: Blackwell Pub., 2004.

JOINT COMMITTEE FOR GUIDES IN METROLOGY. **Evaluation of measurement data: guide to the expression of uncertainty in measurement**. JCGM 100:2008. Sèvres: Bureau International des Poids et mesures, 2008. Disponível em: https://www.bipm.org/documents/20126/2071204/JCGM_100_2008_E.pdf. Acesso em: 11 de junho de 2026.

JÖNSSON, Jeppe; STAN, Teodora C. European column buckling curves and finite element modelling including high strength steels. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 128, p. 136–151, 2017.

KALAKOUTSKY, Nikolai. **The Study of Internal Stresses in Cast Iron and Steel**. London, 1888.

KERDAL, D.; NETHERCOTT, David A. **Failure Modes for Castellated Beams**. [S. l.: s. n.], 1984.

KNOWLES, Peter R. Castellated beams. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings**, v. 1, p. 521–536, 1991.

KRAHL, Pablo A.; MIRANDA SALEME GIDRÃO, Gustavo de; NETO, Roberto B.; CARRAZEDO, Ricardo. Effect of curing age on pullout behavior of aligned and inclined steel fibers embedded in UHPFRC. **Construction and Building Materials**, v. 266, p. 121188, 2021.

KWANI, S.; WIJAYA, P. K. Lateral Torsional Buckling of Castellated Beams Analyzed using the Collapse Analysis. **Procedia Engineering**, v. 171, p. 813–820, 2017.

KYVELOU, P.; HUANG, C.; LI, J.; GARDNER, Leroy. Residual stresses in steel I-sections strengthened by wire arc additive manufacturing. **Structures**, v. 60, 2024.

LAWSON, Robert M.; HICKS, Stephen. **Design of composite beams with large web openings**. [S. l.: s. n.], 2011.

LAY, Maxwell G.; WARD, R. Residual stresses in steel sections. **Australian Steel Institute Steel Construction**, v. 3, n. 3, 1969.

LEBASTARD, M.; COUCHAUX, M.; BUREAU, Agnès; HJIAJ, Mohammed. Impact of the fabrication process on the lateral–torsional buckling of welded I-section beams. **Thin-Walled Structures**, v. 188, 2023.

LEE, Cheol-Ho; HAN, Kyu-Hong; UANG, Chia-Ming; KIM, Jin-Won; KIM, Sang-Hoon. Flexural Strength and Rotation Capacity of I-Shaped Beams Fabricated from 800-MPa Steel. **Journal of Structural Engineering**, v. 139, n. 6, p. 1043–1058, 2013.

LEE, Jeeho; FENVES, Gregory L. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 124, n. 8, p. 892–900, 1998.

LI, Tian-Ji; LI, Guo-Qiang; WANG, Yan-Bo. Residual stress tests of welded Q690 high-strength steel box- and H-sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 115, p. 283–289, 2015.

LI, Victor C.; LEUNG, Christopher K. Y. Steady-State and Multiple Cracking of Short Random Fiber Composites. **Journal of Engineering Mechanics**, v. 118, n. 11, p. 2246–2264, 1992.

LIU, Xiaoping; BRADFORD, Mark A.; CHEN, Qing-Jun; BAN, Hui. Finite element modelling of steel–concrete composite beams with high-strength friction-grip bolt shear connectors. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 108, p. 54–65, 2016.

LUBLINER, Jacob; OLIVER, Javier; OLLER, Sergio; OÑATE, Eugenio. A plastic-damage model for concrete. **International Journal of Solids and Structures**, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.

MANSUR, Mohammad A.; CHIN, M. S.; WEE, T. H. Stress-Strain Relationship of High-Strength Fiber Concrete in Compression. **Journal of Materials in Civil Engineering**, v. 11, n. 1, p. 21–29, 1999.

MAS, E.; MASSONET, C. Part prise par la belgique dans les recherches experimentales de la convention europeenne des associations de la construction metallique sur le flambement centriques des barres en acier doux. **Acier-Stahl-Steel**, [S. l.], v. 9, p. 393-400, 1966.

MCFALLS, Richard K. **A study of welded columns manufactured from flame-cut plates**. 1967. Dissertação (Mestrado) – Lehigh University, Bethlehem, PA, 1967.

MEGHARIEF, J. D. **Behavior of composite castellated beams**. 1997. Dissertação (Mestrado) – McGill University, Montreal, 1997.

MÜLLER, Christoph; HECHLER, Oliver; BUREAU, Agnès; BITAR, Daniel; JOYEUX, Daniel; CAJOT, Louis-Guy; DEMARCO, Thibaut. **Large web openings for service integration in composite floors**. Luxembourg: Publications Office, 2006.

NAGARAJA RAO, N. R.; ESTUAR, F. R.; TALL, Lambert. Residual stresses in welded shapes. **The Welding Journal**, v. 43, 1964.

NAGARAJA RAO, N. R.; TALL, Lambert. **Residual stresses in welded plates**. [S. l.: s. n.], 1960.

NAMBA, Julio Y. **Análise numérica da instabilidade no montante da alma em vigas mistas celulares com aço e concreto de alta resistência**. 2025. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Estadual de Maringá, Maringá, 2025.

NSEIR, J.; LO, M.; SONCK, Delphine; BOISSONNADE, Nicolas; VASSART, Olivier; WEYNAND, Klaus. Lateral Torsional Buckling of Cellular Steel Beams. In: **Proceedings of the Annual Stability Conference**. Anais... 2012.

OLIVEIRA, João P. de; CARDOSO, Daniel C. T.; SOTELINO, Elisa D. Elastic flexural local buckling of Litzka castellated beams: Explicit equations and FE parametric study. **Engineering Structures**, v. 186, p. 436–445, 2019.

OLIVEIRA, João Paulo S.; DIAS, João Victor F.; FAKURY, Ricardo H.; CALENZANI, Adenilcia F. G. Resistant bending moment to lateral-torsional buckling of continuous steel and concrete composite beams with transverse stiffeners. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 14, n. 4, 2021.

OLIVEIRA, Marcelo P. de. **Influência da adição de nióbio sobre as propriedades mecânicas e de resistência à corrosão de aços inoxidáveis supermartensíticos**. 2015. Dissertação (Mestrado) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 2015.

OLIVEIRA, Vinicius M. de; CARVALHO, Adriel S.; ROSSI, Adriana; FERREIRA, Fabrício P. V.; MARTINS, Cristina H. Elastic and inelastic analyses of composite cellular beams in hogging moment regions. **Thin-Walled Structures**, v. 184, 2023a.

OLIVEIRA, Vinicius M. de; PRATES, L. M. S.; ROSSI, Adriana; CARVALHO, Adriel S.; MARTINS, Cristina H. Comparative analysis of geometric imperfections and residual stresses on the global stability behavior of cantilever composite alveolar beams. **Structures**, v. 65, p. 106634, 2024.

OLIVEIRA, Vinicius M. de; ROSSI, Adriana; FERREIRA, Fabrício P. V.; MARTINS, Cristina H. Stability behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 173, 2022.

OLIVEIRA, Vinicius M. de; ROSSI, Adriana; FERREIRA, Fabrício P. V.; CARVALHO, Adriel S.; MARTINS, Cristina H. Lateral Distortional Buckling Resistance Predictions of Composite Alveolar Beams: A Review. **Buildings**, 1 mar. 2023b.

OLIVEIRA, Vinicius M. de; SANTOS, Vitor B. dos; ROSSI, Adriana; CARVALHO, Adriel S.; MARTINS, Cristina H. Steel-UHPC composite castellated beams under hogging bending: Experimental and numerical investigation. **Engineering Structures**, v. 331, p. 120012, 2025.

ORIBI, S. B.; KADA, A.; LAMRI, B.; MESQUITA, Luís M. R. de. Behaviour of cellular steel beams at ambient and high-temperature conditions. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 207, p. 107969, 2023.

PADILHA, Angelo F. **Influência do nióbio na microestrutura e nas propriedades da austenita inoxidável Fe-Cr-Ni**. 1989. Tese (Livre-Docência) – Universidade de São Paulo, São Paulo, 1989.

PANEDPOJAMAN, P.; SAE-LONG, W.; CHUB-UPPAKARN, T. Cellular beam design for resistance to inelastic lateral-torsional buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 99, p. 182–194, 2016.

PAZIN, V. A.; TSAVDARIDIS, Konstantinos D.; FERREIRA, Fabrício P. V.; NARDIN, Silvana de. Residual stresses and geometric imperfections in high-strength steel cellular beams: Sensitivity analysis. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 236, 2026.

PENG, S.; ZHOU, X.; HE, Z.; CHEN, P.; LI, J. Assessment and recommendations for residual stress distributions in castellated steel members: an experimental investigation. **Journal of Building Engineering**, v. 109, 2025.

PRIME, Michael B. Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 123, n. 2, p. 162–168, 2001.

ROSENTHAL, Daniel. Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting. **Welding Journal**, v. 20, n. 5, p. 220–234, 1941.

ROSSI, Adriana. **Modelagem e Análise Numérica da Estabilidade Lateral com Distorção de Vigas Mistas de Aço e Concreto**. 2021. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de São Carlos, São Carlos, 2021.

ROSSI, Adriana; CARVALHO, Adriel S. de; OLIVEIRA, Vinicius M. de; SOUZA, Alexandre S. C. de; MARTINS, Cristina H. A Parametric Study on the LDB Strength of Steel-Concrete Composite Beams. **Eng**, v. 4, n. 3, p. 2226–2253, 2023.

ROSSI, Adriana; FERREIRA, Fabrício P. V.; MARTINS, Cristina H.; MESACASA JÚNIOR, Ederson C. Assessment of lateral distortional buckling resistance in welded I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 166, 2020a.

ROSSI, Adriana; MARTINS, Cristina H.; NICOLETTI, Rodrigo S.; SOUZA, Alexandre S. C. de. Reassesment of lateral torsional buckling in hot-holled I-beams. **Structures**, v. 26, p. 524–536, 2020b.

ROSSI, Adriana; NICOLETTI, Rodrigo S.; SOUZA, Alexandre S. C. de; MARTINS, Cristina H. Numerical assessment of lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 172, 2020c.

ROSSI, Adriana; NICOLETTI, Rodrigo S.; SOUZA, Alexandre S. C. de; MARTINS, Cristina H. Lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams: A review. **Structures**, 1 out. 2020d.

ROSSI, Adriana; SAITO, D. H.; MARTINS, Cristina H.; SOUZA, Alexandre S. C. de. The influence of structural imperfections on the LTB strength of I-beams. **Structures**, v. 29, p. 1173–1186, 2021a.

ROSSI, Adriana; SOUZA, Alexandre S. C. de; NICOLETTI, Rodrigo S.; MARTINS, Cristina H. Stability behavior of Steel–concrete Composite Beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 167, 2021b.

ROSSI, Adriana; SOUZA, Alexandre S. C. de; NICOLETTI, Rodrigo S.; MARTINS, Cristina H. The influence of structural and geometric imperfections on the LDB strength of steel–concrete composite beams. **Thin-Walled Structures**, v. 162, 2021c.

ROSSINI, Nadia S.; DASSISTI, Michele; BENYOUNIS, Khaled Y.; OLABI, Abdul G. Methods of measuring residual stresses in components. **Materials and Design**, mar. 2012.

SALAH, Walid A. **Modelling of instability behavior in hogging moment regions of steel- concrete composite beams**. 2009. Tese (Doutorado) – Warsaw University of Technology, Varsóvia, 2009.

SANTOS, Vitor B. dos; OLIVEIRA, Vinicius M. de; KRAHL, Pablo A.; CARVALHO, Adriel S.; MARTINS, Cristina H. Flexural behavior of steel-ultra-high performance concrete composite beams under negative bending with varying fiber contents. **Journal of Building Engineering**, v. 113, 2025.

SCHAPER, Lukas; TANKOVA, Trayana; DA SILVA, Luís Simões; KNOBLOCH, Markus. A novel residual stress model for welded I-sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 188, 2022.

SILVA, Cristiano C.; CALDAS, Rodrigo B.; FAKURY, Ricardo H.; DIAS, João Victor F.; CARVALHO, Humberto. Elastic Critical Moment of Lateral Distortional Buckling of Castellated Composite Beams under Uniform Hogging Moment. **Practice Periodical on Structural Design and Construction**, v. 25, n. 4, 2020.

SILVA, Cristiano C.; CALDAS, Rodrigo B.; FAKURY, Ricardo H.; CARVALHO, Humberto; DIAS, João Victor F. Web rotational stiffness of continuous steel-concrete composite castellated beams. **Frattura ed Integrita Strutturale**, v. 13, n. 50, p. 264–275, 2019a.

SILVA, Jorge da; DALCANAL, P.; MESQUITA, Luís M. R. de. Numerical analysis of cellular steel beams failure modes in fire conditions. In: **Iberian-Latin-American Congress on Fire Safety**. Anais... 2019b. p. 78–92.

SILVA, Lucas V. da; MESQUITA, Luís M. R. Elastic lateral-torsional buckling of cellular beams. **Structures**, v. 63, p. 106392, 2024.

SJAARDA, Matthew; PORTER, Timothy; WEST, Jeffrey S.; WALBRIDGE, Scott. Fatigue Behavior of Welded Shear Studs in Precast Composite Beams. **Journal of Bridge Engineering**, v. 22, n. 11, p. 04017089, 2017.

SOLDATTI, H. **Influência da adição do nióbio no comportamento mecânico e microestrutural do aço SAE 6150**. Organizador: V. A. Guimarães. Guaratinguetá, 2015.

SONCK, Delphine. **Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns**. 2014. Tese (Doutorado) – Ghent University, Gante, 2014.

SONCK, Delphine; BELIS, Jan. Lateral-Torsional Buckling Resistance of Castellated Beams. **Journal of Structural Engineering**, v. 143, n. 3, 2016.

SONCK, Delphine; BOISSONNADE, Nicolas; VAN IMPE, Rudy. Instabilities of Cellular Members Loaded in Bending or Compression. In: **Annual Stability Conference Structural Stability Research Council**. Anais... 2012. p. 9–26.

SONCK, Delphine; VAN IMPE, Rudy; BELIS, Jan. Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members. **Construction and Building Materials**, v. 54, p. 512–519, 2014.

SONCK, Delphine; VAN LANCKER, B.; BELIS, Jan. Influence of Residual Stresses on the Global Buckling Resistance of Cellular and Castellated Members. In: **Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council**. Anais... 2015.

SOUSA, A. M. D. de; LANTSOGHT, Eva O. L.; GENIKOMSOU, Aikaterini S.; KRAHL, Pablo A.; EL DEBS, Mounir K. Behavior and punching capacity of flat slabs with the rational use of UHPFRC: NLFEA and analytical predictions. **Engineering Structures**, v. 244, p. 112774, 2021.

SPOORENBERG, R. C.; SNIJDER, H. H.; CAJOT, Louis-Guy; MAY, M. S. Experimental investigation on residual stresses in heavy wide flange QST steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 89, p. 63–74, 2013.

SPOORENBERG, R. C.; SNIJDER, H. H.; HOENDERKAMP, JOHANNES, C. D. Experimental investigation of residual stresses in roller bent wide flange steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 66, n. 6, p. 737–747, 2010.

SPOORENBERG, R. C.; SNIJDER, H. H.; HOENDERKAMP, Johannes C. D. Proposed residual stress model for roller bent steel wide flange sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 6, p. 992–1000, 2011.

SZALAI, József; PAPP, Ferenc. A new residual stress distribution for hot-rolled I-shaped sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 61, n. 6, p. 845–861, 2005.

TALL, Lambert. **Residual stresses in welded plates - a theoretical study**. [S. l.: s. n.], 1961.

TALL, Lambert. **Welded built-up columns**. [S. l.: s. n.], 1966.

TALL, L.; ALPSTEN, G. A. Prediction of behaviour of steel columns under load. **IABSE Reports of the Working Commissions**, [*S. l.*], v. 4, 1969.

TANKOVA, Trayana; MARTINS, João P.; SIMÕES DA SILVA, Luís; MARQUES, Liliana; MARTINS, João P. Experimental lateral-torsional buckling behaviour of web tapered I-section steel beams. **Engineering Structures**, v. 168, p. 355–370, 2018a.

TANKOVA, Trayana; MARTINS, João P.; SIMÕES DA SILVA, Luís; SIMÕES, R.; CRAVEIRO, Helder D. Experimental buckling behaviour of web tapered I-section steel columns. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 147, p. 293–312, 2018b.

TANKOVA, Trayana; RODRIGUES, F.; LEITÃO, C.; MARTINS, Cristina; SIMÕES DA SILVA, Luís. Lateral-torsional buckling of high strength steel beams: Experimental resistance. **Thin-Walled Structures**, v. 164, 2021.

TANKOVA, Trayana; SIMÕES DA SILVA, Luís; BALAKRISHNAM, Malathy; MARQUES, Liliana; MARTINS, João P. Residual stresses in welded I section steel members. **Engineering Structures**, v. 197, 2019.

TARAS, Andreas. **Contribution to the Development of Consistent Stability Design Rules for Steel Members**. 2010. Tese (Doutorado) – Technischen Universität Graz, Graz, 2010.

TEBEDGE, Negussie; ALPSTEN, Goran; TALL, Lambert. Residual-stress Measurement by the Sectioning Method. **Experimental Mechanics**, v. 13, n. 2, p. 88–96, 1973.

THAI, Huu-Tai; NGUYEN, Thuy-Anh; LEE, Sang-Hoon; PATEL, Vipul I.; VO, Thuc P. Review of Nonlinear Analysis and Modeling of Steel and Composite Structures. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, 1 abr. 2020.

TONG, Leyuan; LIU, Yang; SUN, Bin; JI, Xiaodong; SHEN, Li; WANG, Xu. Experimental investigation on mechanical behavior of steel-concrete composite beams under negative bending. **Journal of Building Structures**, v. 35, p. 1–9, 2014.

TONG, Leyuan; WANG, J.; XU, G.; ZHOU, F.; ZHAO, J. Experimental and numerical study on residual stress distributions in welded H-sections of High-strength steel. **Advances in Structural Engineering**, v. 26, n. 12, p. 2248–2264, 2023.

TSAVDARIDIS, Konstantinos D.; D'MELLO, Cedric. Vierendeel Bending Study of Perforated Steel Beams with Various Novel Web Opening Shapes through Nonlinear Finite-Element Analyses. **Journal of Structural Engineering**, v. 138, n. 10, p. 1214–1230, 2012.

UNSWORTH, David; DRIVER, Robert G.; LI, L. Measurement and prediction of residual stresses in welded girders. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 169, 2020.

VRCELJ, Zoran; BRADFORD, Mark A. Inelastic restrained distortional buckling of continuous composite T-beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 65, n. 4, p. 850–859, 2009.

WANG, Yan-Bo; LI, Guo-Qiang; CHEN, S. W. The assessment of residual stresses in welded high strength steel box sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 76, p. 93–99, 2012.

WEIDLICH, Camila M.; SOTELINO, Elisa D.; CARDOSO, Daniel C. T. An application of the direct strength method to the design of castellated beams subject to flexure. **Engineering Structures**, v. 243, p. 112646, 2021.

WIJESIRI PATHIRANA, S.; UY, Brian; MIRZA, Olivia; ZHU, Xuan. Flexural behaviour of composite steel-concrete beams utilising blind bolt shear connectors. **Engineering Structures**, v. 114, p. 181–194, 2016.

WITHERS, Philip J.; BHADESHIA, Harshad K. D. H. Residual stress: Part 1 - Measurement techniques. **Materials Science and Technology**, v. 17, p. 355–365, 2001.

YANG, Bo; NIE, Shao-Feng; KANG, Sang-Bum; WU, Lan; LIU, Shang-Fei. Residual stress measurement on welded Q345GJ steel H-sections by sectioning method and method improvement. **Advanced Steel Construction**, v. 13, n. 1, p. 78–95, 2017.

YANG, Lu; ZHAO, Ming; CHAN, Tak-Ming; SHANG, Fan; XU, D. Flexural buckling of welded austenitic and duplex stainless steel I-section columns. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 122, p. 339–353, 2016.

YANG, Zhao; WANG, Wei; ZHANG, J.; XU, L. Effect of fire exposure on residual stresses relief in welded high strength Q690 steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 177, 2021.

YOUNG, Brian W. Residual stresses in hot rolled members. In: **Proceedings IABSE Colloquium: On Column Strength**. Anais... 1975. p. 25–38.

YU, Teng; TENG, Jin-Guang; WONG, Y. L.; DONG, Shi-Lin. Finite element modeling of confined concrete-I: Drucker-Prager type plasticity model. **Engineering Structures**, v. 32, n. 3, p. 665–679, 2010.

ZHOU, Xuhong; LI, Z.; HE, Z.; CHEN, P.; LI, J. Distortional buckling behavior and design consideration of castellated beams considering residual stresses. In: **Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council**. Anais... St. Louis, 2019.

APÊNDICES

APÊNDICE A - DEFORMAÇÕES AFERIDAS E INCERTEZAS ASSOCIADAS

Nos Apêndices A.1 a A.3 são apresentadas as deformações aferidas durante o ensaio de seccionamento, as tensões residuais calculadas e as incertezas inerentes ao método, cuja metodologia de cálculo é descrita a seguir.

A deformação real obtida em qualquer par de furos entre duas sessões de medição é dada pela Equação (1).

$$\varepsilon_{Real} = \frac{(1+\varepsilon_1^c)}{(1+\varepsilon_2^c)} \cdot \frac{(1+\varepsilon_2)}{(1+\varepsilon_1)} - 1 \quad \textbf{(1)}$$

em que:

ε_{Real} é a deformação obtida pela relaxação da tensão residual na *strip*;

ε_1^c é a leitura de deformação na calibração antes dos cortes;

ε_2^c é a leitura de deformação na calibração depois dos cortes;

ε_1 é a leitura de deformação na *strip* antes dos cortes;

ε_2 é a leitura de deformação na *strip* depois dos cortes.

A Equação (1) é aplicada tanto às strips quanto aos corpos de prova de temperatura, conforme a Equação (2).

$$\Delta\varepsilon_T = \frac{(1+\varepsilon_1^c)}{(1+\varepsilon_2^c)} \cdot \frac{(1+\varepsilon_{T2})}{(1+\varepsilon_{T1})} - 1 \quad \textbf{(2)}$$

em que:

$\Delta\varepsilon_T$ é a deformação obtida pela relaxação da tensão residual no corpo de prova de temperatura;

ε_{T1} é a leitura de deformação no corpo de prova de temperatura antes dos cortes;

ε_{T2} é a leitura de deformação no corpo de prova de temperatura depois dos cortes.

A deformação residual líquida é dada pela Equação (3) e a tensão residual correspondente pela Equação (4).

$$\varepsilon_r = \varepsilon_{Real} - \Delta\varepsilon_T \quad \textbf{(3)}$$

$$\sigma_r = E \cdot \varepsilon_r \quad \textbf{(4)}$$

em que:

ε_r é a deformação líquida obtida pela relaxação da tensão residual na *strip*;

σ_r é a tensão residual na *strip*.

Para a estimativa das incertezas associadas às medições, adotou-se a metodologia do GUM, *Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement*, JCGM 100:2008 (JOINT COMMITTEE FOR GUIDES IN METROLOGY, 2008), consistindo em estimar a incerteza de cada fonte (Tipo A: estatística; Tipo B: baseada em especificações do fabricante) e combinar as incertezas pela lei de propagação para obter a incerteza combinada.

I. Incerteza Tipo A

Dentro de cada perfil, foram realizadas três leituras no mesmo par de pontos. Essas leituras repetidas constituem dados Tipo A e permitem calcular o desvio padrão local e a incerteza associada, conforme as Equações (5) a (7). De maneira análoga, as Equações (5) a (7) aplicam-se aos corpos de prova de temperatura, adicionando-se o subscrito "T" aos parâmetros correspondentes.

$$\varepsilon_n = \frac{\sum_{i=1}^{3} \varepsilon_i}{3} \quad \textbf{(5)}$$

$$s_n = \quad \textbf{(6)}$$

$$u_{An} = s/\sqrt{3} \quad \textbf{(7)}$$

em que:

ε_n é a média das três deformações medidas em um mesmo par de furos, com n=1 para medidas antes dos cortes das *strips* e n=2 para depois;

s_n é o desvio padrão das três deformações medidas em um mesmo par de furos, para antes e depois dos cortes das *strips*;

u_{An} é a incerteza do tipo A para um mesmo par de furos, para antes e depois dos cortes das *strips*.

Para o cálculo da incerteza do tipo A associada à deformação líquida devido à relaxação das *strips*, utilizam-se as Equações (8) a (10).

$$u_A(\varepsilon_{Real}) = \sqrt{u_{A1}^2 + u_{A2}^2} \quad \textbf{(8)}$$

$$u_A(\Delta\varepsilon_T) = \sqrt{u_{AT1}^2 + u_{AT2}^2} \quad \textbf{(9)}$$

$$u_A(\varepsilon_r) = \sqrt{u_A(\varepsilon_{Real})^2 + u_A(\Delta\varepsilon_T)^2} \quad \textbf{(10)}$$

em que:

$u_A(\varepsilon_{Real})$ é a incerteza do tipo A relacionada a deformação obtida na *strip*;

$u_A(\Delta\varepsilon_T)$ é a incerteza do tipo A relacionada a deformação obtida no corpo de prova de temperatura;

$u_A(\varepsilon_r)$ é a incerteza do tipo A relacionada a deformação líquida obtida na *strip*;

u_{A1} é a incerteza do tipo A relacionada a deformação obtida na *strip* antes dos cortes;

u_{A2} é a incerteza do tipo A relacionada a deformação obtida na *strip* depois dos cortes;

u_{AT1} é a incerteza do tipo A relacionada a deformação obtida no corpo de prova de temperatura antes dos cortes;

u_{AT2} é a incerteza do tipo A relacionada a deformação obtida no corpo de prova de temperatura depois dos cortes.

II. Incerteza Tipo B

As incertezas do tipo B decorrem da resolução do instrumento de medição, definida, de acordo com as especificações do fabricante, como o valor da menor divisão da escala. Assumindo distribuição retangular, o cálculo dessa incerteza é apresentado na Equação (11).

$$u_B = \frac{1{,}99.10^{-6}}{2\sqrt{3}} = 0{,}57.10^{-6} \quad \textbf{(11)}$$

em que:

u_B é a incerteza do tipo B relacionada ao extensômetro.

III. Incerteza combinada e propagação para tensão

A combinação das incertezas e a propagação para o cálculo das tensões residuais são calculadas conforme as Equações (12) a (13).

$$u_C = \sqrt{u_A^2 + u_B^2} \quad \textbf{(12)}$$

$$U(\varepsilon_r) = k\,.\,u_C = 2\,.\,u_C \quad \textbf{(13)}$$

$$U(\sigma_r) = E\,.\,U(\varepsilon_r) \quad \textbf{(14)}$$

em que:

u_C é a incerteza combinada da deformação líquida;

k é um coeficiente do GUM (JCGM, 2008), adotado como 2 para nível de confiança de aproximadamente 95%;

E é o módulo de elasticidade do aço, tendo valor de 200 GPa neste caso;

$U(\varepsilon_r)$ é a incerteza expandida da deformação líquida;

$U(\sigma_r)$ é a incerteza expandida da tensão residual.

Quatro corpos de prova acidentalmente foram perdidos durante o processo de seccionamento, resultando em dados ausentes nos respectivos pontos de medição. Esses pontos foram excluídos da análise de incerteza; contudo, as magnitudes de tensões residuais correspondentes foram estimadas como iguais às tensões na *strip* oposta em relação ao centro da mesma mesa.

A incerteza expandida média variou entre 22,48 MPa e 38,44 MPa nas diferentes seções e regiões analisadas, com incerteza relativa média entre 19% e 29% para os pontos de magnitude suficiente. Em regiões de baixa magnitude de tensão, notadamente nas seções do montante da alma dos perfis castelados, o intervalo de incerteza cruzou o zero em alguns pontos. Esses resultados refletem a variabilidade inerente ao método do seccionamento com extensômetro mecânico e devem ser considerados na interpretação das distribuições de tensões residuais medidas.

Apêndice A.1 – Deformações, desvios padrão e incertezas

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PAC-A-02	4,76E-03	1,15E-04	6,63E-05	4,86E-03	1,96E-04	1,13E-04	1,19E-02	4,34E-03	1,99E-05	1,15E-05	5,54E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-A-03	5,08E-03	1,15E-05	6,63E-06	4,86E-03	1,96E-04	1,13E-04	1,19E-02	5,18E-03	9,82E-05	5,67E-05	5,79E-03	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PAC-A-04	1,51E-02	3,04E-05	1,76E-05	9,39E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	1,08E-02	6,40E-05	3,69E-05	5,54E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-A-05	2,64E-02	2,30E-05	1,33E-05	9,39E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	2,22E-02	8,04E-05	4,64E-05	5,49E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,19E-02
PAC-A-06	8,89E-03	2,30E-05	1,33E-05	4,86E-03	1,96E-04	1,13E-04	1,19E-02	9,24E-03	1,15E-05	6,63E-06	5,37E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PAC-A-07	8,27E-03	1,15E-05	6,63E-06	4,86E-03	1,96E-04	1,13E-04	1,19E-02	9,19E-03	8,67E-05	5,01E-05	5,61E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PAC-A-08	9,11E-03	1,99E-05	1,15E-05	4,86E-03	1,96E-04	1,13E-04	1,19E-02	1,03E-02	9,95E-05	5,74E-05	5,61E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PAC-A-09	1,34E-02	1,15E-05	6,63E-06	9,17E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	1,07E-02	5,27E-05	3,04E-05	5,61E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PAC-A-10	1,68E-02	1,15E-05	6,63E-06	9,17E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	1,42E-02	1,15E-05	6,63E-06	5,54E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-A-11	7,88E-03	1,99E-05	1,15E-05	5,11E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	9,73E-03	5,27E-05	3,04E-05	5,54E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-A-12	7,78E-03	3,98E-05	2,30E-05	5,11E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	9,23E-03	3,04E-05	1,76E-05	5,47E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,19E-02
PAC-A-13	9,57E-03	9,95E-05	5,74E-05	5,11E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	1,07E-02	3,04E-05	1,76E-05	5,39E-03	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02
PAC-A-14	2,98E-02	1,15E-05	6,63E-06	9,17E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	2,69E-02	3,45E-05	1,99E-05	5,54E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-A-15	1,66E-02	1,11E-04	6,40E-05	8,93E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,36E-02	2,30E-05	1,33E-05	5,31E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PAC-A-16	1,18E-02	5,97E-05	3,45E-05	8,93E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	8,53E-03	4,14E-05	2,39E-05	5,31E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PAC-A-17	8,34E-03	1,99E-05	1,15E-05	5,11E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	8,64E-03	4,14E-05	2,39E-05	5,31E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PAC-A-18	7,67E-03	5,01E-05	2,89E-05	5,11E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	7,93E-03	5,01E-05	2,89E-05	5,45E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAC-A-19	6,65E-03	1,15E-05	6,63E-06	5,11E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	6,69E-03	3,98E-05	2,30E-05	5,54E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-MS-01	8,72E-03	1,55E-04	8,97E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	5,00E-03	1,10E-04	6,33E-05	1,19E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-MS-02	1,38E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,21E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	1,43E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-MS-03	8,57E-03	4,60E-05	2,65E-05	1,21E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	8,62E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAC-MS-04	1,27E-02	1,15E-05	6,63E-06	8,65E-03	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	8,68E-03	3,45E-05	1,99E-05	4,56E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAC-MS-05	1,06E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	5,04E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PAC-MS-06	1,27E-02	4,60E-05	2,65E-05	8,65E-03	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	8,01E-03	3,04E-05	1,76E-05	4,56E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAC-MS-07	1,44E-02	3,45E-05	1,99E-05	8,69E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	1,09E-02	3,98E-05	2,30E-05	4,89E-03	1,62E-04	9,36E-05	1,19E-02
PAC-MS-08	1,13E-02	0,00E+00	0,00E+00	8,69E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	8,26E-03	5,27E-05	3,04E-05	4,89E-03	1,62E-04	9,36E-05	1,19E-02

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PAC-MS-09	7,22E-03	9,12E-05	5,27E-05	1,61E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	3,14E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PAC-MI-01	8,45E-03	5,01E-05	2,89E-05	4,70E-03	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02							
PAC-MI-02	1,14E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,58E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	8,46E-03	0,00E+00	0,00E+00	1,20E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,19E-02
PAC-MI-03	1,99E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,61E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	1,52E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,20E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PAC-MI-04	1,20E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,20E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	1,05E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAC-MI-05	1,19E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,20E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	1,08E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,19E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAC-MI-06	9,74E-03	1,15E-04	6,63E-05	1,20E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	9,98E-03	1,15E-04	6,63E-05	1,19E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAC-MI-07	1,07E-02	0,00E+00	0,00E+00	4,70E-03	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02	1,14E-02	8,04E-05	4,64E-05	4,77E-03	4,60E-05	2,65E-05	1,19E-02
PAC-MI-08	1,15E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,20E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	1,18E-02	1,40E-04	8,07E-05	1,19E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAC-MI-09	1,53E-02	5,01E-05	2,89E-05	8,70E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,59E-02	1,22E-02	1,15E-05	6,63E-06	4,66E-03	4,60E-05	2,65E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-02	1,53E-02	1,61E-04	9,29E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	1,07E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,28E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-03	1,57E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	1,08E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,28E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-04	1,49E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,62E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	1,09E-02	1,02E-04	5,90E-05	1,28E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-05	1,06E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	8,07E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,30E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-06	1,58E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,62E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	1,35E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,30E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-07	1,37E-02	1,11E-04	6,40E-05	1,62E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	1,16E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-08	1,57E-02	9,12E-05	5,27E-05	1,62E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	1,37E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,30E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-09	1,48E-02	1,24E-04	7,18E-05	1,62E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	1,27E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,30E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-10	1,47E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,62E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,59E-02	1,26E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-11	1,48E-02	3,01E-04	1,74E-04	1,66E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,21E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-12	1,21E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,66E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	9,64E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-13	1,28E-02	8,29E-05	4,78E-05	1,66E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	9,86E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-14	1,23E-02	1,00E-04	5,78E-05	1,66E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	8,19E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,28E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-15	1,46E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,66E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,03E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,31E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-16	1,42E-02	7,53E-05	4,35E-05	1,63E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	9,91E-03	1,03E-04	5,97E-05	1,28E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-17	1,05E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,05E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02	1,20E-02	7,53E-05	4,35E-05	1,30E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-18	1,46E-02	1,28E-04	7,39E-05	1,63E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	9,85E-03	0,00E+00	0,00E+00	1,29E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PAS-MA-A-19	1,50E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,63E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	1,08E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,30E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-20	1,46E-02	7,53E-05	4,35E-05	1,65E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	1,07E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,30E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-21	1,76E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,65E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	1,40E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,30E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-22	1,47E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,64E-02	9,40E-05	5,43E-05	1,59E-02	1,20E-02	1,50E-04	8,67E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-23	1,56E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,64E-02	9,40E-05	5,43E-05	1,59E-02	1,29E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,31E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-24	1,59E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,65E-02	9,40E-05	5,43E-05	1,59E-02	1,29E-02	9,19E-05	5,31E-05	1,31E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-MA-A-25	1,58E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,64E-02	9,40E-05	5,43E-05	1,59E-02	1,28E-02	1,20E-04	6,93E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-26	1,57E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,64E-02	9,40E-05	5,43E-05	1,59E-02	1,27E-02	1,92E-04	1,11E-04	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-27	1,54E-02	7,18E-05	4,14E-05	1,64E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,09E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-28	1,59E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,64E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,09E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,29E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-MA-A-29	1,50E-02	1,47E-04	8,47E-05	1,64E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	9,66E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,31E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-01	1,72E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,60E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,37E-02	1,13E-04	6,53E-05	1,18E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-02	1,43E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,60E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,07E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,17E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-03	1,10E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,62E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,59E-02	6,79E-03	3,98E-05	2,30E-05	1,17E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-04	1,13E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,71E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,59E-02	7,12E-03	6,08E-05	3,51E-05	1,34E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-05	1,13E-02	2,33E-04	1,35E-04	1,62E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,59E-02	7,18E-03	3,98E-05	2,30E-05	1,38E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-06	1,36E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,53E-02	1,52E-04	8,78E-05	1,59E-02	1,10E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,38E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-07	1,75E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,37E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,18E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-08	1,48E-02	1,61E-04	9,29E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,10E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,18E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-MA-MS-09	7,30E-03	5,27E-05	3,04E-05	1,62E-02	8,29E-05	4,78E-05	1,59E-02	4,02E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,18E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-01	1,48E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,60E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,12E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02	1,10E-04	6,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-02	1,86E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,47E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02	1,10E-04	6,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-03	1,36E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,57E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,59E-02	9,68E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	1,10E-04	6,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-04	1,22E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,57E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,59E-02	8,00E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,18E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-05	1,24E-02	1,02E-04	5,90E-05	1,57E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,59E-02	7,94E-03	1,21E-04	6,99E-05	1,17E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-06	1,30E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,57E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,59E-02	8,96E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,18E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-07	1,19E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,57E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,59E-02	7,87E-03	1,49E-04	8,62E-05	1,17E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PAS-MA-MI-08	1,03E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,62E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,59E-02	6,14E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,17E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-MA-MI-09	8,57E-03	6,99E-05	4,03E-05	1,57E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,59E-02	5,98E-03	4,60E-05	2,65E-05	1,19E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-DT-A-02	1,74E-02	6,99E-05	4,03E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	1,28E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,29E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,19E-02
PAS-DT-A-03	1,64E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	1,15E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,31E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-DT-A-04	1,32E-02	1,24E-04	7,18E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	7,87E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,29E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-DT-A-05	1,26E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	7,29E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,29E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-DT-A-06	1,38E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	9,90E-03	8,04E-05	4,64E-05	1,29E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-DT-A-07	1,36E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,65E-02	1,30E-04	7,53E-05	1,59E-02	1,01E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,29E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PAS-DT-MS-01	2,45E-02	1,11E-04	6,40E-05	1,17E-02	6,40E-05	3,69E-05	1,19E-02	2,51E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,18E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-DT-MS-02	1,26E-02	1,40E-04	8,07E-05	1,71E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,59E-02	1,03E-02	1,77E-04	1,02E-04	1,36E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PAS-DT-MS-03	1,66E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	1,29E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,18E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-DT-MS-04	1,23E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	7,02E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,18E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-DT-MS-05	1,64E-02	1,33E-04	7,65E-05	1,71E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,59E-02	1,22E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,42E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-DT-MS-06	1,57E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,71E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,59E-02	1,18E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,38E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-DT-MS-07	1,60E-02	7,53E-05	4,35E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,19E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-DT-MS-08	2,73E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,86E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,59E-02	2,28E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,29E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PAS-DT-MS-09	1,21E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,71E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	9,66E-03	6,40E-05	3,69E-05	1,38E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-01	2,68E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	2,27E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,17E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-02	1,27E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	9,83E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,17E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-03	1,33E-02	6,99E-05	4,03E-05	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	1,05E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,18E-02	5,74E-05	3,32E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-04	1,20E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	7,77E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-05	1,26E-02	8,29E-05	4,78E-05	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	8,05E-03	1,10E-04	6,33E-05	1,18E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-06	1,26E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	8,56E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PAS-DT-MI-07	1,36E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	1,00E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,19E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-08	1,48E-02	1,24E-04	7,18E-05	1,86E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,59E-02	1,20E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,41E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PAS-DT-MI-09	1,16E-02	1,02E-04	5,90E-05	1,60E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	8,32E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,10E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PP-MA-A-02	1,89E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,28E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,39E-02	6,40E-05	3,69E-05	8,86E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PP-MA-A-03	1,70E-02	1,91E-04	1,10E-04	1,28E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,20E-02	8,67E-05	5,01E-05	8,86E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PP-MA-A-04	1,30E-02	2,87E-04	1,66E-04	1,28E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	9,41E-03	1,90E-04	1,10E-04	8,13E-03	6,08E-05	3,51E-05	1,19E-02
PP-MA-A-05	1,69E-02	3,36E-04	1,94E-04	1,28E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,37E-02	1,10E-04	6,33E-05	8,86E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02
PP-MA-A-06	1,51E-02	1,44E-04	8,31E-05	1,28E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,18E-02	8,29E-05	4,78E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-07	1,73E-02	1,39E-04	8,04E-05	1,28E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,59E-02	1,44E-02	5,27E-05	3,04E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-08	8,42E-03	1,99E-05	1,15E-05	8,28E-03	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02	9,99E-03	5,97E-05	3,45E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-09	1,22E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,01E-02	5,74E-05	3,32E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-10	1,23E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	8,99E-03	4,14E-05	2,39E-05	8,13E-03	6,08E-05	3,51E-05	1,19E-02
PP-MA-A-11	1,29E-02	1,81E-04	1,04E-04	1,25E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,59E-02	9,25E-03	4,14E-05	2,39E-05	8,90E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-MA-A-12	1,24E-02	7,53E-05	4,35E-05	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	8,32E-03	1,00E-04	5,78E-05	8,83E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PP-MA-A-13	1,72E-02	2,79E-04	1,61E-04	1,25E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,59E-02	1,27E-02	4,14E-05	2,39E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-14	1,55E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,08E-02	3,04E-05	1,76E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-15	1,29E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	8,26E-03	9,12E-05	5,27E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-16	1,15E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	7,33E-03	1,15E-05	6,63E-06	8,77E-03	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-MA-A-17	1,67E-02	9,95E-05	5,74E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	1,28E-02	4,14E-05	2,39E-05	8,90E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-MA-A-18	1,13E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,23E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	7,53E-03	3,04E-05	1,76E-05	8,90E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-MA-A-19	1,21E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	8,24E-03	1,99E-05	1,15E-05	8,76E-03	9,12E-05	5,27E-05	1,19E-02
PP-MA-A-20	1,34E-02	1,05E-04	6,08E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	9,75E-03	8,67E-05	5,01E-05	8,80E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,19E-02
PP-MA-A-21	1,35E-02	1,40E-04	8,07E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	1,04E-02	1,15E-05	6,63E-06	8,54E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-MA-A-22	1,16E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	8,25E-03	4,14E-05	2,39E-05	8,54E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-MA-A-23	1,18E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	8,66E-03	4,60E-05	2,65E-05	8,80E-03	7,18E-05	4,14E-05	1,19E-02
PP-MA-A-24	1,08E-02	7,18E-05	4,14E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	7,97E-03	3,04E-05	1,76E-05	8,54E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-MA-A-25	1,11E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	8,29E-03	2,30E-05	1,33E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-MA-A-26	1,08E-02	1,49E-04	8,62E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	7,78E-03	1,99E-05	1,15E-05	8,80E-03	7,18E-05	4,14E-05	1,19E-02
PP-MA-A-27	1,10E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	7,54E-03	2,30E-05	1,33E-05	8,80E-03	7,18E-05	4,14E-05	1,19E-02
PP-MA-A-28	9,12E-03	4,14E-05	2,39E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	5,62E-03	3,04E-05	1,76E-05	8,80E-03	7,18E-05	4,14E-05	1,19E-02
PP-MA-A-29	1,87E-02	1,03E-04	5,97E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	1,31E-02	5,74E-05	3,32E-05	8,74E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PP-MA-MS-01	1,28E-02	1,55E-04	8,97E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	9,70E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,22E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PP-MA-MS-02	1,00E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02							
PP-MA-MS-03	1,49E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	1,14E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,22E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02
PP-MA-MS-04	1,15E-02	6,40E-05	3,69E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	6,90E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,21E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,19E-02
PP-MA-MS-05	1,29E-02	5,97E-05	3,45E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	8,19E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,20E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-MA-MS-06	1,28E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02							
PP-MA-MS-07	8,28E-03	0,00E+00	0,00E+00	1,18E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02	8,22E-03	5,27E-05	3,04E-05	1,21E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,19E-02
PP-MA-MS-08	1,29E-02	6,89E-05	3,98E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	9,60E-03	4,60E-05	2,65E-05	1,20E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-MA-MS-09	1,65E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,60E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	1,27E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-MA-MI-01	1,83E-02	1,05E-04	6,08E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	1,42E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,19E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-MA-MI-02	1,30E-02	1,02E-04	5,90E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	9,63E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,21E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02
PP-MA-MI-03	1,29E-02	1,47E-04	8,47E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	8,81E-03	6,08E-05	3,51E-05	1,21E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02
PP-MA-MI-04	1,70E-02	1,21E-04	6,99E-05	1,61E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,59E-02	1,21E-02	8,97E-05	5,18E-05	1,20E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-MA-MI-05	1,98E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,18E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02	1,89E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,21E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02
PP-MA-MI-06	1,78E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,59E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02							
PP-MA-MI-07	1,34E-02	7,18E-05	4,14E-05	1,18E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02	1,37E-02	6,08E-05	3,51E-05	1,21E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,19E-02
PP-MA-MI-08	1,23E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,18E-02	5,01E-05	2,89E-05	1,19E-02	1,29E-02	6,99E-05	4,03E-05	1,22E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02
PP-MA-MI-09	9,86E-03	1,15E-04	6,63E-05	1,59E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	6,23E-03	5,27E-05	3,04E-05	1,19E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-DT-A-02	1,03E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	7,02E-03	1,99E-05	1,15E-05	8,84E-03	8,29E-05	4,78E-05	1,19E-02
PP-DT-A-03	1,49E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	1,11E-02	5,27E-05	3,04E-05	8,74E-03	6,89E-05	3,98E-05	1,19E-02
PP-DT-A-04	1,82E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	1,26E-02	5,01E-05	2,89E-05	8,46E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PP-DT-A-05	1,34E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,24E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	7,81E-03	7,53E-05	4,35E-05	8,46E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PP-DT-A-06	1,33E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	8,66E-03	5,74E-05	3,32E-05	8,97E-03	7,18E-05	4,14E-05	1,19E-02
PP-DT-A-07	1,43E-02	2,07E-04	1,19E-04	1,25E-02	1,55E-04	8,92E-05	1,59E-02	1,09E-02	4,14E-05	2,39E-05	8,97E-03	7,18E-05	4,14E-05	1,19E-02
PP-DT-MS-01	1,00E-02	0,00E+00	0,00E+00	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	7,54E-03	8,67E-05	5,01E-05	1,21E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MS-02	1,58E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	1,28E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,22E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02
PP-DT-MS-03	1,49E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	1,19E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,22E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,19E-02

Peças	ε_1	s_1	u_1	ε_{T1}	s_{T1}	u_{T1}	ε_{c1}	ε_2	s_2	u_2	ε_{T2}	s_{T2}	u_{T2}	ε_{c2}
PP-DT-MS-04	1,09E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	6,07E-03	5,97E-05	3,45E-05	1,22E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PP-DT-MS-05	1,86E-02	1,61E-04	9,29E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	1,31E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,22E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,19E-02
PP-DT-MS-06	1,75E-02	1,51E-04	8,70E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	1,31E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,21E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MS-07	2,24E-02	4,60E-05	2,65E-05	1,61E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,59E-02	1,84E-02	3,45E-05	1,99E-05	1,21E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MS-08	2,33E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,60E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,59E-02	1,98E-02	5,27E-05	3,04E-05	1,21E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MS-09	4,90E-03	1,10E-04	6,33E-05	1,57E-02	8,67E-05	5,01E-05	1,59E-02	1,47E-03	5,01E-05	2,89E-05	1,21E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MI-01	9,67E-03	1,03E-04	5,97E-05	1,59E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	6,23E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,20E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,19E-02
PP-DT-MI-02	1,42E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,59E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,59E-02	1,03E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,20E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,19E-02
PP-DT-MI-03	1,31E-02	3,04E-05	1,76E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	8,48E-03	1,99E-05	1,15E-05	1,20E-02	9,82E-05	5,67E-05	1,19E-02
PP-DT-MI-04	1,34E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	8,41E-03	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-DT-MI-05	1,04E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	5,31E-03	3,04E-05	1,76E-05	1,22E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MI-06	1,24E-02	1,17E-04	6,73E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	7,83E-03	1,26E-04	7,30E-05	1,19E-02	1,99E-05	1,15E-05	1,19E-02
PP-DT-MI-07	1,29E-02	3,39E-04	1,96E-04	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	9,23E-03	3,45E-05	1,99E-05	1,22E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MI-08	1,29E-02	3,98E-05	2,30E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,01E-02	7,53E-05	4,35E-05	1,22E-02	1,15E-05	6,63E-06	1,19E-02
PP-DT-MI-09	1,35E-02	8,04E-05	4,64E-05	1,61E-02	4,14E-05	2,39E-05	1,59E-02	1,06E-02	9,19E-05	5,31E-05	1,19E-02	2,30E-05	1,33E-05	1,19E-02

Fonte: A Autora (2026)

Apêndice A. 2 – Deformações, tensões residuais e incertezas

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PAC-A-02	-4,23E-04	6,80E-04	-1,10E-03	**220,49**	1,32E-04	1,32E-04	2,64E-04	52,73
PAC-A-03	9,90E-05	9,31E-04	-8,32E-04	**166,36**	1,30E-04	1,30E-04	2,61E-04	52,13
PAC-A-04	-3,18E-04	1,06E-04	-4,25E-04	**84,93**	5,05E-05	5,05E-05	1,01E-04	20,21
PAC-A-05	-1,48E-04	6,03E-05	-2,08E-04	**41,68**	5,97E-05	5,97E-05	1,19E-04	23,88
PAC-A-06	3,48E-04	5,08E-04	-1,60E-04	**31,97**	1,18E-04	1,18E-04	2,35E-04	47,09
PAC-A-07	9,21E-04	7,46E-04	1,75E-04	**-35,02**	1,27E-04	1,27E-04	2,55E-04	50,90
PAC-A-08	1,22E-03	7,46E-04	4,77E-04	**-95,34**	1,31E-04	1,31E-04	2,61E-04	52,27
PAC-A-09	1,28E-03	3,89E-04	8,89E-04	**-177,75**	4,60E-05	4,60E-05	9,19E-05	18,38

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PAC-A-10	1,34E-03	3,23E-04	1,02E-03	**-203,21**	2,10E-05	2,10E-05	4,20E-05	8,39
PAC-A-11	1,84E-03	4,29E-04	1,41E-03	**-281,45**	3,57E-05	3,57E-05	7,15E-05	14,29
PAC-A-12	1,43E-03	3,63E-04	1,07E-03	**-214,38**	3,75E-05	3,75E-05	7,51E-05	15,01
PAC-A-13	1,11E-03	2,84E-04	8,27E-04	**-165,32**	6,57E-05	6,57E-05	1,31E-04	26,27
PAC-A-14	1,06E-03	3,23E-04	7,32E-04	**-146,41**	2,81E-05	2,81E-05	5,63E-05	11,26
PAC-A-15	1,04E-03	3,29E-04	7,08E-04	**-141,68**	7,36E-05	7,36E-05	1,47E-04	29,43
PAC-A-16	7,08E-04	3,29E-04	3,79E-04	**-75,75**	5,39E-05	5,39E-05	1,08E-04	21,56
PAC-A-17	3,03E-04	1,98E-04	1,05E-04	**-20,92**	3,81E-05	3,81E-05	7,62E-05	15,24
PAC-A-18	2,57E-04	3,37E-04	-7,99E-05	**15,97**	4,50E-05	4,50E-05	9,00E-05	18,00
PAC-A-19	3,29E-05	4,29E-04	-3,96E-04	**79,21**	2,81E-05	2,81E-05	5,63E-05	11,26
PAC-MS-01	2,36E-04	-1,83E-04	4,19E-04	**-83,75**	1,10E-04	1,10E-04	2,20E-04	44,08
PAC-MS-02	5,04E-04	-1,31E-04	6,35E-04	**-126,98**	4,25E-05	4,25E-05	8,50E-05	16,99
PAC-MS-03	5,26E-05	-1,97E-04	2,49E-04	**-49,85**	4,40E-05	4,40E-05	8,80E-05	17,60
PAC-MS-04	-2,58E-05	-1,34E-04	1,08E-04	**-21,64**	4,30E-05	4,30E-05	8,60E-05	17,20
PAC-MS-05	-1,60E-03	-2,48E-04	-1,35E-03	**269,45**	4,96E-05	4,96E-05	9,93E-05	19,86
PAC-MS-06	-7,29E-04	-1,34E-04	-5,95E-04	**119,05**	4,92E-05	4,92E-05	9,84E-05	19,68
PAC-MS-07	4,27E-04	1,50E-04	2,77E-04	**-55,48**	1,03E-04	1,03E-04	2,05E-04	41,02
PAC-MS-08	8,91E-04	1,50E-04	7,41E-04	**-148,15**	1,03E-04	1,03E-04	2,05E-04	41,02
PAC-MS-09	-1,40E-04	-2,74E-04	1,35E-04	**-26,93**	7,02E-05	7,02E-05	1,40E-04	28,08
PAC-MI-01				**-198,04**				
PAC-MI-02	1,04E-03	1,57E-04	8,85E-04	**-177,08**	5,86E-05	5,86E-05	1,17E-04	23,43
PAC-MI-03	-6,31E-04	-1,43E-04	-4,88E-04	**97,57**	4,64E-05	4,64E-05	9,29E-05	18,57
PAC-MI-04	-1,56E-03	-9,18E-05	-1,47E-03	**293,64**	4,25E-05	4,25E-05	8,50E-05	16,99
PAC-MI-05	-1,14E-03	-9,18E-05	-1,05E-03	**209,77**	6,08E-05	6,08E-05	1,22E-04	24,32
PAC-MI-06	2,43E-04	-9,18E-05	3,35E-04	**-66,97**	9,75E-05	9,75E-05	1,95E-04	39,00
PAC-MI-07	7,22E-04	7,26E-05	6,49E-04	**-129,87**	5,35E-05	5,35E-05	1,07E-04	21,39
PAC-MI-08	3,02E-04	-7,21E-05	3,74E-04	**-74,75**	8,44E-05	8,44E-05	1,69E-04	33,77

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PAC-MI-09	9,09E-04	-8,10E-05	9,90E-04	**-198,04**	4,14E-05	4,14E-05	8,29E-05	16,57
PAS-MA-A-02	-5,54E-04	2,64E-04	-8,18E-04	**163,60**	1,21E-04	1,21E-04	2,41E-04	48,20
PAS-MA-A-03	-8,86E-04	2,64E-04	-1,15E-03	**230,12**	7,99E-05	7,99E-05	1,60E-04	31,95
PAS-MA-A-04	5,49E-05	6,43E-04	-5,88E-04	**117,65**	7,56E-05	7,56E-05	1,51E-04	30,25
PAS-MA-A-05	1,46E-03	4,81E-04	9,81E-04	**-196,25**	9,05E-05	9,05E-05	1,81E-04	36,19
PAS-MA-A-06	1,60E-03	8,59E-04	7,40E-04	**-147,96**	5,51E-05	5,51E-05	1,10E-04	22,04
PAS-MA-A-07	1,88E-03	9,25E-04	9,52E-04	**-190,38**	7,71E-05	7,71E-05	1,54E-04	30,83
PAS-MA-A-08	1,91E-03	8,59E-04	1,05E-03	**-209,55**	6,76E-05	6,76E-05	1,35E-04	27,06
PAS-MA-A-09	1,87E-03	8,59E-04	1,01E-03	**-201,29**	8,18E-05	8,18E-05	1,64E-04	32,71
PAS-MA-A-10	1,94E-03	9,25E-04	1,01E-03	**-202,57**	4,35E-05	4,35E-05	8,70E-05	17,40
PAS-MA-A-11	1,30E-03	4,74E-04	8,27E-04	**-165,43**	1,75E-04	1,75E-04	3,49E-04	69,85
PAS-MA-A-12	1,46E-03	4,74E-04	9,85E-04	**-196,96**	3,69E-05	3,69E-05	7,39E-05	14,77
PAS-MA-A-13	9,94E-04	4,74E-04	5,20E-04	**-103,93**	5,55E-05	5,55E-05	1,11E-04	22,20
PAS-MA-A-14	-1,85E-04	1,93E-04	-3,78E-04	**75,51**	6,01E-05	6,01E-05	1,20E-04	24,03
PAS-MA-A-15	-3,01E-04	4,42E-04	-7,42E-04	**148,42**	4,30E-05	4,30E-05	8,60E-05	17,20
PAS-MA-A-16	-3,55E-04	5,13E-04	-8,67E-04	**173,40**	7,96E-05	7,96E-05	1,59E-04	31,84
PAS-MA-A-17	1,53E-03	2,54E-03	-1,01E-03	**202,19**	4,64E-05	4,64E-05	9,29E-05	18,57
PAS-MA-A-18	-7,60E-04	5,71E-04	-1,33E-03	**266,29**	7,96E-05	7,96E-05	1,59E-04	31,84
PAS-MA-A-19	-2,53E-04	6,89E-04	-9,42E-04	**188,45**	5,14E-05	5,14E-05	1,03E-04	20,55
PAS-MA-A-20	6,05E-05	5,13E-04	-4,53E-04	**90,52**	5,39E-05	5,39E-05	1,08E-04	21,56
PAS-MA-A-21	3,92E-04	5,52E-04	-1,60E-04	**32,00**	4,30E-05	4,30E-05	8,60E-05	17,20
PAS-MA-A-22	1,22E-03	6,90E-04	5,33E-04	**-106,55**	1,04E-04	1,04E-04	2,08E-04	41,62
PAS-MA-A-23	1,28E-03	6,77E-04	6,01E-04	**-120,14**	5,86E-05	5,86E-05	1,17E-04	23,43
PAS-MA-A-24	9,96E-04	5,98E-04	3,98E-04	**-79,61**	7,71E-05	7,71E-05	1,54E-04	30,83
PAS-MA-A-25	1,00E-03	6,90E-04	3,13E-04	**-62,55**	8,85E-05	8,85E-05	1,77E-04	35,40
PAS-MA-A-26	9,50E-04	6,90E-04	2,60E-04	**-52,00**	1,28E-04	1,28E-04	2,57E-04	51,38
PAS-MA-A-27	-5,27E-04	6,90E-04	-1,22E-03	**243,26**	5,14E-05	5,14E-05	1,03E-04	20,55

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PAS-MA-A-28	-1,07E-03	5,13E-04	-1,58E-03	**316,26**	2,57E-05	2,57E-05	5,14E-05	10,28
PAS-MA-A-29	-1,34E-03	6,96E-04	-2,04E-03	**407,68**	8,83E-05	8,83E-05	1,77E-04	35,30
PAS-MA-MS-01	5,22E-04	-2,16E-04	7,38E-04	**-147,57**	8,44E-05	8,44E-05	1,69E-04	33,77
PAS-MA-MS-02	4,01E-04	-3,40E-04	7,41E-04	**-148,19**	3,75E-05	3,75E-05	7,51E-05	15,01
PAS-MA-MS-03	-2,23E-04	-4,71E-04	2,47E-04	**-49,48**	3,69E-05	3,69E-05	7,39E-05	14,77
PAS-MA-MS-04	-1,76E-04	3,65E-04	-5,41E-04	**108,14**	6,12E-05	6,12E-05	1,22E-04	24,46
PAS-MA-MS-05	-1,69E-04	1,53E-03	-1,70E-03	**340,77**	1,39E-04	1,39E-04	2,77E-04	55,40
PAS-MA-MS-06	1,30E-03	2,44E-03	-1,15E-03	**229,12**	9,93E-05	9,93E-05	1,99E-04	39,71
PAS-MA-MS-07	2,22E-04	-3,27E-04	5,49E-04	**-109,79**	4,25E-05	4,25E-05	8,50E-05	16,99
PAS-MA-MS-08	1,99E-04	-3,27E-04	5,26E-04	**-105,24**	9,77E-05	9,77E-05	1,95E-04	39,09
PAS-MA-MS-09	6,61E-04	-4,51E-04	1,11E-03	**-222,31**	6,26E-05	6,26E-05	1,25E-04	25,03
PAS-MA-MI-01	3,50E-04	-1,37E-04	4,87E-04	**-97,43**	7,21E-05	7,21E-05	1,44E-04	28,82
PAS-MA-MI-02	1,61E-04	-1,89E-04	3,50E-04	**-70,01**	7,96E-05	7,96E-05	1,59E-04	31,84
PAS-MA-MI-03	5,67E-05	2,02E-04	-1,46E-04	**29,14**	1,01E-04	1,01E-04	2,02E-04	40,33
PAS-MA-MI-04	-2,18E-04	1,24E-04	-3,42E-04	**68,43**	8,20E-05	8,21E-05	1,64E-04	32,82
PAS-MA-MI-05	-4,94E-04	-2,06E-05	-4,73E-04	**94,65**	1,20E-04	1,20E-04	2,40E-04	47,98
PAS-MA-MI-06	-5,09E-05	1,24E-04	-1,75E-04	**34,91**	8,34E-05	8,34E-05	1,67E-04	33,35
PAS-MA-MI-07	-1,14E-04	-2,06E-05	-9,36E-05	**18,72**	1,17E-04	1,17E-04	2,35E-04	46,94
PAS-MA-MI-08	-2,33E-04	-5,04E-04	2,71E-04	**-54,18**	2,48E-05	2,48E-05	4,97E-05	9,93
PAS-MA-MI-09	1,36E-03	2,15E-04	1,14E-03	**-228,49**	9,14E-05	9,14E-05	1,83E-04	36,57
PAS-DT-A-02	-5,90E-04	3,43E-04	-9,33E-04	**186,61**	9,38E-05	9,38E-05	1,88E-04	37,52
PAS-DT-A-03	-8,89E-04	5,46E-04	-1,44E-03	**287,06**	7,76E-05	7,76E-05	1,55E-04	31,06
PAS-DT-A-04	-1,36E-03	3,17E-04	-1,68E-03	**336,26**	1,07E-04	1,07E-04	2,15E-04	42,95
PAS-DT-A-05	-1,35E-03	3,17E-04	-1,67E-03	**334,25**	8,10E-05	8,10E-05	1,62E-04	32,39
PAS-DT-A-06	1,03E-04	3,17E-04	-2,14E-04	**42,71**	9,52E-05	9,52E-05	1,90E-04	38,08
PAS-DT-A-07	4,97E-04	3,17E-04	1,80E-04	**-35,98**	8,07E-05	8,07E-05	1,61E-04	32,28
PAS-DT-MS-01	6,35E-04	7,87E-05	5,56E-04	**-111,17**	7,96E-05	7,96E-05	1,59E-04	31,84

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PAS-DT-MS-02	1,67E-03	5,28E-04	1,14E-03	**-228,49**	1,38E-04	1,38E-04	2,75E-04	55,09
PAS-DT-MS-03	2,65E-04	-2,75E-04	5,39E-04	**-107,84**	2,57E-05	2,57E-05	5,14E-05	10,28
PAS-DT-MS-04	-1,27E-03	-2,75E-04	-9,96E-04	**199,23**	3,51E-05	3,51E-05	7,02E-05	14,04
PAS-DT-MS-05	-2,73E-04	1,08E-03	-1,36E-03	**271,60**	8,47E-05	8,47E-05	1,69E-04	33,88
PAS-DT-MS-06	9,09E-05	7,31E-04	-6,40E-04	**128,05**	4,14E-05	4,14E-05	8,29E-05	16,57
PAS-DT-MS-07	-6,53E-05	-1,57E-04	9,15E-05	**-18,30**	5,86E-05	5,86E-05	1,17E-04	23,43
PAS-DT-MS-08	-5,20E-04	-1,60E-03	1,08E-03	**-216,90**	4,83E-05	4,83E-05	9,66E-05	19,32
PAS-DT-MS-09	1,55E-03	5,81E-04	9,70E-04	**-194,03**	4,69E-05	4,69E-05	9,38E-05	18,76
PAS-DT-MI-01	-7,52E-05	-3,80E-04	3,04E-04	**-60,89**	3,18E-05	3,18E-05	6,36E-05	12,73
PAS-DT-MI-02	1,08E-03	-3,01E-04	1,38E-03	**-276,09**	2,57E-05	2,57E-05	5,14E-05	10,28
PAS-DT-MI-03	1,09E-03	-2,23E-04	1,32E-03	**-263,33**	5,31E-05	5,31E-05	1,06E-04	21,23
PAS-DT-MI-04	-2,19E-04	-1,37E-04	-8,20E-05	**16,40**	3,11E-05	3,11E-05	6,22E-05	12,45
PAS-DT-MI-05	-5,33E-04	-1,90E-04	-3,43E-04	**68,56**	8,52E-05	8,52E-05	1,70E-04	34,08
PAS-DT-MI-06	-1,18E-04	-7,85E-05	-3,95E-05	**7,89**	2,10E-05	2,10E-05	4,20E-05	8,39
PAS-DT-MI-07	4,31E-04	-1,37E-04	5,68E-04	**-113,70**	6,01E-05	6,01E-05	1,20E-04	24,03
PAS-DT-MI-08	1,17E-03	-5,13E-04	1,68E-03	**-336,56**	7,85E-05	7,85E-05	1,57E-04	31,40
PAS-DT-MI-09	6,88E-04	-9,76E-04	1,66E-03	**-332,80**	6,70E-05	6,70E-05	1,34E-04	26,80
PP-MA-A-02	-9,69E-04	6,66E-05	-1,04E-03	**207,09**	5,90E-05	5,90E-05	1,18E-04	23,58
PP-MA-A-03	-1,00E-03	6,66E-05	-1,07E-03	**214,14**	1,27E-04	1,27E-04	2,55E-04	50,97
PP-MA-A-04	3,83E-04	-6,63E-04	1,05E-03	**-209,26**	2,03E-04	2,03E-04	4,07E-04	81,39
PP-MA-A-05	8,48E-04	6,66E-05	7,82E-04	**-156,36**	2,08E-04	2,08E-04	4,15E-04	83,02
PP-MA-A-06	7,12E-04	4,69E-05	6,65E-04	**-132,97**	1,10E-04	1,10E-04	2,21E-04	44,16
PP-MA-A-07	1,03E-03	4,69E-05	9,80E-04	**-195,94**	1,02E-04	1,02E-04	2,04E-04	40,76
PP-MA-A-08	1,56E-03	5,59E-04	1,00E-03	**-199,95**	6,01E-05	6,01E-05	1,20E-04	24,03
PP-MA-A-09	1,78E-03	4,60E-04	1,32E-03	**-264,40**	6,01E-05	6,01E-05	1,20E-04	24,03
PP-MA-A-10	6,70E-04	-2,51E-04	9,21E-04	**-184,15**	4,60E-05	4,60E-05	9,19E-05	18,38
PP-MA-A-11	2,91E-04	3,81E-04	-9,05E-05	**18,10**	1,23E-04	1,23E-04	2,47E-04	49,36

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PP-MA-A-12	-7,96E-05	4,47E-04	-5,26E-04	**105,23**	7,56E-05	7,56E-05	1,51E-04	30,25
PP-MA-A-13	-4,86E-04	3,22E-04	-8,08E-04	**161,63**	1,79E-04	1,79E-04	3,58E-04	71,54
PP-MA-A-14	-7,95E-04	4,60E-04	-1,25E-03	**250,93**	5,39E-05	5,39E-05	1,08E-04	21,56
PP-MA-A-15	-6,43E-04	4,60E-04	-1,10E-03	**220,55**	7,33E-05	7,33E-05	1,47E-04	29,31
PP-MA-A-16	-2,21E-04	3,87E-04	-6,09E-04	**121,72**	2,39E-05	2,39E-05	4,78E-05	9,57
PP-MA-A-17	2,94E-05	4,01E-04	-3,72E-04	**74,32**	1,11E-04	1,11E-04	2,23E-04	44,56
PP-MA-A-18	1,73E-04	5,19E-04	-3,46E-04	**69,18**	3,32E-05	3,32E-05	6,63E-05	13,27
PP-MA-A-19	1,43E-04	2,56E-04	-1,13E-04	**22,67**	1,05E-04	1,05E-04	2,10E-04	41,95
PP-MA-A-20	3,45E-04	2,96E-04	4,93E-05	**-9,85**	1,21E-04	1,21E-04	2,41E-04	48,27
PP-MA-A-21	8,32E-04	3,92E-05	7,93E-04	**-158,51**	1,21E-04	1,21E-04	2,42E-04	48,42
PP-MA-A-22	6,22E-04	3,92E-05	5,83E-04	**-116,51**	9,75E-05	9,75E-05	1,95E-04	39,00
PP-MA-A-23	8,66E-04	2,96E-04	5,70E-04	**-114,02**	1,03E-04	1,03E-04	2,07E-04	41,36
PP-MA-A-24	1,14E-03	3,92E-05	1,10E-03	**-220,08**	1,01E-04	1,01E-04	2,01E-04	40,24
PP-MA-A-25	1,11E-03	3,68E-04	7,40E-04	**-147,92**	6,40E-05	6,40E-05	1,28E-04	25,59
PP-MA-A-26	9,16E-04	3,22E-04	5,94E-04	**-118,75**	1,01E-04	1,01E-04	2,02E-04	40,42
PP-MA-A-27	5,41E-04	3,22E-04	2,19E-04	**-43,73**	5,59E-05	5,59E-05	1,12E-04	22,36
PP-MA-A-28	4,49E-04	3,22E-04	1,27E-04	**-25,34**	5,93E-05	5,93E-05	1,19E-04	23,73
PP-MA-A-29	-1,67E-03	2,37E-04	-1,91E-03	**381,12**	1,13E-04	1,13E-04	2,26E-04	45,19
PP-MA-MS-01	8,69E-04	5,10E-04	3,58E-04	**-71,69**	1,08E-04	1,08E-04	2,16E-04	43,19
PP-MA-MS-02				**-79,51**				
PP-MA-MS-03	4,75E-04	5,10E-04	-3,55E-05	**7,09**	6,36E-05	6,36E-05	1,27E-04	25,45
PP-MA-MS-04	-6,03E-04	3,60E-04	-9,63E-04	**192,59**	7,36E-05	7,36E-05	1,47E-04	29,43
PP-MA-MS-05	-7,09E-04	2,48E-04	-9,57E-04	**191,39**	7,14E-05	7,14E-05	1,43E-04	28,58
PP-MA-MS-06				**192,59**				
PP-MA-MS-07	-5,92E-05	2,75E-04	-3,35E-04	**66,91**	5,47E-05	5,47E-05	1,09E-04	21,88
PP-MA-MS-08	6,46E-04	2,48E-04	3,98E-04	**-79,51**	7,33E-05	7,33E-05	1,47E-04	29,31
PP-MA-MS-09	2,77E-04	-1,37E-04	4,14E-04	**-82,90**	4,40E-05	4,40E-05	8,80E-05	17,60

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PP-MA-MI-01	-9,53E-05	-2,29E-04	1,33E-04	**-26,66**	7,14E-05	7,14E-05	1,43E-04	28,58
PP-MA-MI-02	5,87E-04	7,30E-06	5,80E-04	**-115,92**	6,04E-05	6,04E-05	1,21E-04	24,17
PP-MA-MI-03	-1,30E-04	7,30E-06	-1,37E-04	**27,47**	9,19E-05	9,19E-05	1,84E-04	36,77
PP-MA-MI-04	-9,65E-04	-1,76E-04	-7,89E-04	**157,71**	9,05E-05	9,05E-05	1,81E-04	36,19
PP-MA-MI-05	-8,91E-04	3,47E-04	-1,24E-03	**247,71**	3,92E-05	3,92E-05	7,85E-05	15,70
PP-MA-MI-06				**157,71**				
PP-MA-MI-07	3,01E-04	3,47E-04	-4,64E-05	**9,27**	6,15E-05	6,15E-05	1,23E-04	24,61
PP-MA-MI-08	6,68E-04	3,67E-04	3,01E-04	**-60,25**	5,74E-05	5,74E-05	1,15E-04	22,98
PP-MA-MI-09	3,19E-04	6,38E-06	3,13E-04	**-62,59**	7,50E-05	7,50E-05	1,50E-04	30,02
PP-DT-A-02	6,44E-04	3,68E-04	2,76E-04	**-55,20**	5,82E-05	5,82E-05	1,16E-04	23,28
PP-DT-A-03	1,73E-04	2,63E-04	-8,96E-05	**17,91**	5,97E-05	5,97E-05	1,19E-04	23,88
PP-DT-A-04	-1,61E-03	-6,95E-06	-1,60E-03	**319,93**	4,96E-05	4,96E-05	9,93E-05	19,86
PP-DT-A-05	-1,62E-03	-6,95E-06	-1,61E-03	**322,55**	6,36E-05	6,36E-05	1,27E-04	25,45
PP-DT-A-06	-6,54E-04	4,73E-04	-1,13E-03	**225,51**	1,15E-04	1,15E-04	2,31E-04	46,11
PP-DT-A-07	5,19E-04	4,73E-04	4,57E-05	**-9,14**	1,57E-04	1,57E-04	3,13E-04	62,62
PP-DT-MS-01	1,46E-03	4,19E-04	1,04E-03	**-208,37**	7,11E-05	7,11E-05	1,42E-04	28,45
PP-DT-MS-02	9,50E-04	4,51E-04	4,99E-04	**-99,74**	6,83E-05	6,83E-05	1,37E-04	27,32
PP-DT-MS-03	9,28E-04	4,51E-04	4,76E-04	**-95,26**	6,15E-05	6,15E-05	1,23E-04	24,61
PP-DT-MS-04	-8,96E-04	5,24E-04	-1,42E-03	**283,83**	6,36E-05	6,36E-05	1,27E-04	25,45
PP-DT-MS-05	-1,50E-03	5,24E-04	-2,02E-03	**404,68**	1,08E-04	1,08E-04	2,17E-04	43,36
PP-DT-MS-06	-3,80E-04	4,19E-04	-7,99E-04	**159,73**	1,02E-04	1,02E-04	2,04E-04	40,85
PP-DT-MS-07	-1,23E-06	-2,54E-05	2,42E-05	**-4,83**	3,81E-05	3,81E-05	7,62E-05	15,24
PP-DT-MS-08	4,90E-04	8,56E-05	4,05E-04	**-80,96**	7,14E-05	7,14E-05	1,43E-04	28,58
PP-DT-MS-09	5,00E-04	4,19E-04	8,16E-05	**-16,32**	8,60E-05	8,60E-05	1,72E-04	34,39
PP-DT-MI-01	5,10E-04	5,88E-05	4,51E-04	**-90,22**	6,86E-05	6,86E-05	1,37E-04	27,45
PP-DT-MI-02	9,83E-05	9,16E-05	6,75E-06	**-1,35**	8,20E-05	8,21E-05	1,64E-04	32,82
PP-DT-MI-03	-6,55E-04	-1,37E-04	-5,18E-04	**103,64**	6,50E-05	6,50E-05	1,30E-04	26,00

Peças	ε_{Real}	$\Delta\varepsilon_T$	ε_r	σ_r	u_A	u_C	$U(\varepsilon_r)$	$U(\sigma r)$
PP-DT-MI-04	-9,82E-04	-2,02E-04	-7,80E-04	**156,00**	3,75E-05	3,75E-05	7,51E-05	15,01
PP-DT-MI-05	-1,14E-03	5,97E-05	-1,20E-03	**240,31**	5,55E-05	5,55E-05	1,11E-04	22,20
PP-DT-MI-06	-6,06E-04	-2,02E-04	-4,03E-04	**80,64**	1,03E-04	1,03E-04	2,06E-04	41,11
PP-DT-MI-07	2,78E-04	5,97E-05	2,18E-04	**-43,59**	1,98E-04	1,98E-04	3,97E-04	79,33
PP-DT-MI-08	1,17E-03	5,97E-05	1,11E-03	**-221,08**	5,51E-05	5,51E-05	1,10E-04	22,04
PP-DT-MI-09	1,02E-03	-1,96E-04	1,21E-03	**-242,33**	7,56E-05	7,56E-05	1,51E-04	30,25

Fonte: A Autora (2026)

Apêndice A. 3 – Resumo das incertezas por região

Seção	Região	σ_r Médio	$U(\sigma_r)$ Médio	$U(\sigma_r) > \lvert\sigma_r\rvert$	Incerteza relativa média
Perfil Original	Alma	-50,92	27,13	3	25,17%
	Mesas	-20,45	25,86	1	28,48%
Perfil Anglo-Saxão - Montante da Alma	Alma	22,15	29,11	0	24,00%
	Mesas	-17,16	31,82	2	30,41%
Perfil Anglo-Saxão - Duplo Tê	Alma	191,82	35,71	0	38,71%
	Mesas	-87,13	22,48	2	19,38%
Perfil Peiner - Montante da Alma	Alma	-16,11	38,44	3	28,83%
	Mesas	37,30	27,63	4	22,68%
Perfil Peiner - Duplo Tê	Alma	136,93	33,53	2	19,18%
	Mesas	18,04	31,36	4	21,09%

Fonte: A Autora (2026)

APÊNDICE B – IMPLEMENTAÇÃO INTEGRAL DAS DISTRIBUIÇÕES DE TENSÕES RESIDUAIS AFERIDAS

Neste Apêndice é apresentada uma revisão da conclusão obtida com dados dos modelos Cardozo implementados de forma simplificada. A conclusão precedente, baseada na inspeção visual das curvas carga-deslocamento e na comparação das cargas últimas, indicava a distribuição de Cardozo MA com imperfeição geométrica de dg/500 como a combinação de melhor ajuste geral. A incorporação dos modelos Cardozo completos (MA e DT) permite revisar essa conclusão.

A adequação dos modelos numéricos aos resultados experimentais foi avaliada por meio de três critérios quantitativos: o erro quadrático médio normalizado (NMSE), o erro relativo da área sob a curva carga-deslocamento (ΔE%), representativo da energia de deformação, e a razão entre a carga de pico numérica e experimental (P_{MN}/P_{EXP}).

Apêndice B. 1 - Resultados do estudo de sensibilidade

	Imperfeição Geométrica	CCB-A			CCB-P		
		P_{MN}/P_{Exp}	NMSE	ΔE (%)	P_{MN}/P_{Exp}	NMSE	ΔE (%)
Cardozo MA Simplificado	dg/100	0,885	2,43E-03	-93,81%	1,003	2,56E-03	-61,29%
	dg/500	0,964	2,12E-03	-18,03%	1,021	5,17E-03	-63,17%
Cardozo DT Simplificado	dg/100	0,956	3,30E-03	-93,31%	1,010	4,86E-03	-44,81%
	dg/500	1,002	4,17E-03	-14,58%	1,049	7,85E-03	-42,90%
Cardozo MA Completo	dg/100	-	-	-	1,003	2,82E-03	-58,13%
	dg/500	1,042	3,47E-03	95,49%	1,039	6,49E-03	-59,87%
	dg/1000	1,034	2,71E-03	75,70%	1,055	7,10E-03	-16,90%
Cardozo DT Completo	dg/100	-	-	-	0,979	2,09E-03	-56,95%
	dg/500	0,966	2,03E-03	40,09%	1,035	4,10E-03	-44,77%
	dg/1000	0,994	2,10E-03	41,38%	1,049	4,27E-03	-48,26%

Fonte: A Autora (2026)

Para a viga CCB-A, o modelo Cardozo DT simplificado com dg/500 apresentou o melhor equilíbrio entre os três critérios, com erro de energia de 14,58% e razão P_{MN}/P_{EXP} de 1,002. Os modelos com imperfeição geométrica de dg/100 apresentaram os maiores erros energéticos da tabela, superiores a 93%, configurando o pior desempenho para esta viga.

Para a viga CCB-P, nenhum modelo se mostrou dominante nos três critérios simultaneamente. O modelo Cardozo MA completo com dg/1000 apresentou o menor erro de energia da tabela (16,90%), porém com NMSE elevado (7,10E-03) e P_{MN}/P_{EXP} de 1,055, o valor mais afastado da unidade entre os modelos analisados. O modelo Cardozo MA completo com dg/100 equilibrou NMSE baixo (2,82E-03) e P_{MN}/P_{EXP}próximo da unidade (1,003), sendo penalizado pelo erro de energia de 58,13%.

Embora o CCB-A tenha apresentado melhor concordância com os modelos dg/1000 e o CCB-P com os modelos dg/100, a análise dos valores médios entre as duas vigas indicou o modelo Cardozo DT completo com dg/500 como o de melhor desempenho global, com erro de energia de 2,34% e P_{MN}/P_{EXP} de 1,000, associados a NMSE de 3,06E-03. O modelo Cardozo DT completo com dg/1000 apresentou resultado próximo, com erro de energia de 3,44% e NMSE de 3,18E-03, configurando-se como a segunda melhor aproximação média. Os demais modelos apresentaram erros de energia superiores a 38% na média, evidenciando menor aderência global ao comportamento experimental.

Esses resultados indicam que a distribuição Cardozo DT completa, associada às imperfeições geométricas de dg/500 ou dg/1000, reproduz com maior fidelidade tanto a energia de deformação quanto a carga de pico ao longo de toda a curva carga deslocamento, revisando a conclusão anterior.