

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

ADRIANO SILVA DE CARVALHO

**AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE LATERAL DE PERFIS I  
DE AÇO INOXIDÁVEL DE ALTA RESISTÊNCIA COM  
ABERTURAS SEQUENCIAIS NA ALMA EM PADRÃO  
SENOIDAL**

MARINGÁ  
2023

ADRIANO SILVA DE CARVALHO

**AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE LATERAL DE PERFIS I  
DE AÇO INOXIDÁVEL DE ALTA RESISTÊNCIA COM  
ABERTURAS SEQUENCIAIS NA ALMA EM PADRÃO  
SENOIDAL**

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.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi

MARINGÁ  
2023

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

C331a

Carvalho, Adriano Silva de

Avaliação da estabilidade lateral de perfis I de aço inoxidável de alta resistência com aberturas sequenciais na alma em padrão senoidal / Adriano Silva de Carvalho. -- Maringá, PR, 2023.

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

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2023.

1. Flambagem lateral com torção. 2. Vigas de aço. 3. Aço inoxidável de alta resistência. 4. Redes neurais artificiais. I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Rossi, Alexandre, coorient. III. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. IV. Título.


CDD 23.ed. 624.1821

ADRIANO SILVA DE CARVALHO

**AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE LATERAL DE PERFIS I DE AÇO  
INOXIDÁVEL DE ALTA RESISTÊNCIA COM ABERTURAS SEQUENCIAIS  
NA ALMA EM PADRÃO SENOIDAL**

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 28/02/2023, 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

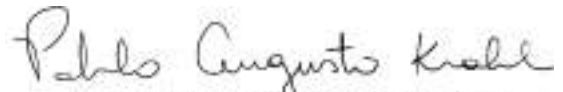
**BANCA EXAMINADORA**

Documento assinado digitalmente  
 CARLOS HUMBERTO MARTINS  
Data: 28/02/2023 08:32:40-0300  
Verifique em <https://verificador.it.br>


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

Documento assinado digitalmente  
 ALEXANDRE ROSSI  
Data: 03/03/2023 11:52:35-0300  
Verifique em <https://verificador.it.br>

**Prof. Dr. Alexandre Rossi**  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil  
Universidade Federal de Uberlândia  
Professor Coorientador



**Prof. Dr. Pablo Augusto Krahl**  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil  
Universidade Estadual de Maringá

Documento assinado digitalmente  
 DANIEL CARLOS TAISSUM CARDOSO  
Data: 01/03/2023 10:13:00-0300  
Verifique em <https://verificador.it.br>

**Prof. Dr. Daniel Carlos Taissum Cardoso**  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil  
Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro

Aos meus pais, Álvaro e Vera e ao meu irmão  
Fernando.

# AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus, pelo dom da vida e por possibilitar a existência de tantas oportunidades e bençãos a mim concedidas.

Agradeço aos meus pais, Álvaro e Vera, cujo empenho e dedicação ao longo de toda a minha trajetória foram fundamentais para cada uma das conquistas pessoais por mim alcançadas, dentre as quais, se inclui este trabalho. Sem eles nada seria possível. Agradeço ao meu irmão Fernando, pelo apoio e pelos momentos felizes ao longo do caminho. Agradeço a minha namorada, Thayná, pela presença, apoio e compreensão incondicional em prol da finalização deste trabalho.

Ao meu professor, orientador e amigo, Carlos Humberto Martins pelos ensinamentos e pelas oportunidades, o tenho como inspiração e sempre lembrarei com gratidão da experiência de ser seu orientado, pois jamais mediu esforços para o meu desenvolvimento, como pesquisador e como pessoa. Certamente essa sensação é comum a todos que tem a sorte de cruzar seu caminho.

Ao professor, amigo e coorientador, Alexandre Rossi pelo tempo dedicado e pelos valiosos ensinamentos, os quais contribuíram significativamente para minha formação acadêmica. Sou extremamente grato pela oportunidade de ter sido seu aluno e posso dizer que sou muito feliz por tê-lo tido como parceiro na minha trajetória.

Aos amigos que fiz na UEM, em especial aos que conheci durante o mestrado, os quais foram companhia constante durante a realização deste trabalho. Agradeço especialmente ao André, Eric, Paulo, Luan, Everton, Karolinne e Lucas. Obrigado pelos ensinamentos, discussões e principalmente pelos momentos compartilhados.

Aos amigos do Grupo de Pesquisa em Análise Numérica, Vinicius Moura e Vinicius Brother, pelas experiências trocadas, incentivo e companheirismo durante essa fase.

Agradeço a todos os professores e funcionários do Programa de Pós-graduação em Engenharia Civil e do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá, que sempre fizeram tudo que estava ao alcance para viabilizar o desenvolvimento do presente trabalho.

Agradeço, por fim, a todos aqueles que eventualmente não foram mencionados diretamente nessas palavras, mas que contribuíram para o desenvolvimento deste trabalho.

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) - Código de Financiamento 001.

A ciência é uma mescla de dúvida e certeza. O bom cientista é arrogantemente humilde, o que não se reduz a um mero jogo de palavras: arrogante em relação ao método e humilde quanto à fé no seu conhecimento

Bachrach



# RESUMO

As vigas com aberturas senoidais na alma são vigas alveolares fabricadas a partir de um único corte na alma, que leva a produção de perfis mais altos e com melhor razão resistência-peso se comparados aos perfis em que tiveram origem. Existem poucos estudos na literatura acerca deste tipo de perfil, sobretudo em relação ao seu comportamento quanto à estabilidade global e capacidade resistente à flambagem lateral com torção (FLT). Isto ocorre, pois as pesquisas realizadas até o momento tratam, majoritariamente, de instabilidades locais. Tendo em vista a importância de se entender o comportamento das vigas alveolares com aberturas em padrão senoidal em relação à FLT, foi executado neste trabalho um amplo estudo paramétrico, por meio de análise numérica no *software* comercial de elementos finitos ABAQUS. O estudo foi realizado com 18 perfis de abas paralelas duplamente simétricos, em uma ampla gama de comprimentos e propriedades de aberturas. Além disso, foram consideradas as imperfeições iniciais no modelo, como as tensões residuais oriundas do processo de fabricação e as imperfeições geométricas. Foi considerada a utilização do aço inoxidável de alta resistência S600E. Por meio da grande quantidade de modelos estudados e resultados obtidos, foi possível avaliar os principais procedimentos analíticos existentes, tanto para a determinação do momento crítico elástico, quanto da capacidade nominal de resistência à FLT deste tipo de sistema estrutural. Com isto, foram propostos métodos de adaptação e propostas de cálculo que viabilizam a determinação do momento crítico de vigas alveolares com aberturas senoidais, bem como métodos de determinação da capacidade última de vigas alveolares com aberturas senoidais fabricadas com aço inoxidável de alta resistência. Para a determinação da capacidade última, foi empregada a modelagem por meio de Redes Neurais Artificiais, em vista do grande banco de dados gerado por meio do trabalho. No estudo foi observado que a capacidade resistente à FLT é consideravelmente reduzida, se comparada à situação de momento uniforme, caso sejam utilizadas cargas transversais fora do centro de cisalhamento (mesa superior). Essa situação é ainda mais crítica para o caso de perfis de curto comprimento, onde verificou-se a possibilidade de interação entre os modos de falha local e global. A modelagem por redes neurais artificiais apresentou excelente desempenho e a predição da capacidade resistente dos perfis se mostrou viável por meio de uma aplicação desenvolvida.

**Palavras-chave:** Flambagem lateral com torção. Vigas com aberturas senoidais na alma. Aço inoxidável de alta resistência. Imperfeições iniciais. Método dos elementos finitos.

# ABSTRACT

Beams with sinusoidal web openings are perforated beams manufactured from a single web cut, which leads to the production of taller profiles with a better strength-to-weight ratio compared to the profiles in which they originated. There are few studies in the literature about this type of profile, especially in relation to its behavior in terms of global stability and resistant capacity to lateral-torsional buckling (LTB). This occurs because the research carried out so far deals mostly with local instabilities. Bearing in mind the importance of understanding the behavior of perforate beams with sinusoidal web openings subject to LTB, a broad parametric study was carried out in this work, through numerical analysis in the commercial finite element software ABAQUS. The study was carried out with 18 doubly symmetric parallel flange profiles, in a wide range of lengths and opening properties. In addition, initial imperfections were considered in the model, such as residual stresses arising from the manufacturing process and geometric imperfections. It was considered the use of S600E high-strength stainless steel as material for the beams. Through the large number of models studied and the results obtained, it was possible to evaluate the main existing analytical procedures, both for determining the elastic critical moment and the nominal resistant capacity to LTB of this type of structural system. With this, adaptation methods and calculation procedures were proposed in order to enable the determination of the critical moment of the profiles, as well as methods for determining the ultimate capacity of perforated beams with sinusoidal web openings manufactured with high strength stainless steel. To determine the ultimate capacity, modeling using Artificial Neural Networks was used, in view of the large database generated through the work. In the study, it was observed that the resistant capacity to LTB is considerably reduced, if compared to the uniform moment situation, if transverse loads are used outside the shear center (upper flange). This situation is even more critical for the case of short span profiles, where the possibility of interaction between local and global failure modes was verified. The modeling by artificial neural networks showed excellent performance and the prediction of the resistant capacity of the profiles proved to be feasible through a developed application.

**Keywords:** Lateral torsional buckling. Sinusoidal web openings. High strength stainless steel. Initial imperfections. Finite element method.

---

# LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Processo de fabricação de uma viga com aberturas senoidais .....	16
Figura 1.2 – Passagem de tubulações em uma viga alveolar.....	17
Figura 1.3 – Curvas tensão-deformação características de aços inoxidáveis .....	19
Figura 2.1 – Conceito de estabilidade do equilíbrio.....	22
Figura 2.2 – Instabilidade bifurcacional .....	23
Figura 2.3 – Instabilidade por snap-through.....	24
Figura 2.4 – Modos de falha em perfis alveolares.....	25
Figura 2.5 – Flambagem Lateral com Torção .....	26
Figura 2.6 – Condições de apoio para o caso básico da FLT .....	27
Figura 2.7 – Seção transversal de elemento submetido à FLT .....	27
Figura 2.8 – Ensaio de flexão de 4 pontos em vigas celulares .....	31
Figura 2.9 - Comprimento equivalente para cálculo da constante de torção adaptada .....	32
Figura 2.10 – Ensaio de flexão de 4 pontos em vigas alveolares .....	33
Figura 2.11 – Efeito estabilizante, neutro e desestabilizante em perfis de aço .....	34
Figura 2.12 – Curva tensão deformação do aço inoxidável S600E.....	40
Figura 2.13 – Modelo de tensões residuais proposto por Sonck .....	42
Figura 2.14 – Divisão do diagrama de momentos fletores para o cálculo do coeficiente $C_b$ ...	44
Figura 2.15 – Representação de uma Rede Neural Artificial .....	51
Figura 2.16 – Representação de um Neurônio Artificial.....	52
Figura 2.17 – Quantidade de artigos em função do ano de publicação .....	53
Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia a ser empregada.....	56
Figura 3.2 – Distribuição de tensões residuais por meio de faixas no modelo numérico .....	57
Figura 3.3 – Condições de contorno adotadas no modelo numérico.....	59
Figura 3.4 – Teste de sensibilidade de malha.....	59
Figura 3.5 – Aplicação de momento constante na estrutura.....	60
Figura 3.6 – Condições de carregamento para os gradientes de momento fletor.....	61
Figura 3.7 – Esquema dos ensaios experimentais utilizados na validação.....	62
Figura 3.8 – Dimensões de uma viga com abertura senoidal .....	64
Figura 3.9 – Fluxograma das análises realizadas no estudo primário .....	64
Figura 3.10 – Fluxograma das análises realizadas no estudo paramétrico secundário.....	66
Figura 3.11 – Distribuição dos dados de entrada para o treinamento da RNA .....	67

---

Figura 3.12 – Estrutura preliminar da Rede Neural a ser utilizada .....	69
Figura 4.1 – Comparação entre as curvas carga-deslocamento numéricas e experimentais ....	70
Figura 4.2 – Comparação entre as cargas últimas numéricas e experimentais .....	71
Figura 4.3 – Trajetória de equilíbrio da viga ANGL.....	72
Figura 4.4 – Trajetória de equilíbrio da viga AS012 .....	73
Figura 4.5 – Trajetória de equilíbrio da viga AS016 .....	73
Figura 4.6 – Trajetória de equilíbrio da viga AS018 .....	74
Figura 4.7 – Modos de instabilidade obtidos na análise linear de flambagem.....	75
Figura 4.8 – Deformadas obtidas na análise elástica ligadas à FLT.....	76
Figura 4.9 – Amostras dos resultados obtidos para momento fletor constante .....	77
Figura 4.10 – Curvas de flambagem obtidas .....	78
Figura 4.11 – Efeito dos parâmetros da seção transversal e das aberturas .....	79
Figura 4.12 – Área equivalente da abertura.....	82
Figura 4.13 – Resultados da comparação com procedimentos analíticos .....	84
Figura 4.14 – Frequência dos dados obtidos .....	85
Figura 4.15 – Momento crítico para a aplicação de cargas transversais .....	87
Figura 4.16 – Efeito dos parâmetros da seção transversal no coeficiente $C_b$ para cargas fora do centro de cisalhamento .....	88
Figura 4.17 – Efeito dos parâmetros da seção transversal no coeficiente $C_b$ para cargas no centro de cisalhamento .....	90
Figura 4.18 – Efeito da esbeltez da alma de acordo com o fator adimensional de rigidez lateral torsional. $b_f/2t_f = 4$ . Carga fora do centro de cisalhamento. ....	91
Figura 4.19 – Efeito da esbeltez da mesa de acordo com o fator adimensional de rigidez lateral torsional. $h_w/t_w = 50$ . Carga fora do centro de cisalhamento. ....	92
Figura 4.20 – Coeficiente $C_b$ para cargas no centro de cisalhamento. a) Carga concentrada. b) Carga distribuída. ....	93
Figura 4.21 – Coeficiente $C_b$ para cargas na mesa inferior e superior .....	96
Figura 4.22 – Erros obtidos com a utilização da regressão cúbica .....	98
Figura 4.23 – Curvas carga x deslocamento com diferentes tipos de carga.....	99
Figura 4.24 – Modo de falha obtido em um perfil de curto comprimento com carga distribuída e concentrada .....	100
Figura 4.25 – Comparação entre a curva carga x deslocamento de um perfil simulado com aço S600E e aço S235 .....	101
Figura 4.26 – Ocorrência de distorção na alma em perfis sob momento constante .....	102

Figura 4.27 – Curva de flambagem do perfil IPE A 270 sob momento uniforme .....	103
Figura 4.28 – Interação entre os modos de falha local e global .....	104
Figura 4.29 – Fator de gradiente de momento inelástico .....	105
Figura 4.30 – Configurações deformadas ligadas à falha por FLT .....	106
Figura 4.31 – Comparação entre os procedimentos normativos e resultados numéricos.....	107
Figura 4.32 – Frequência dos erros obtidos com a aplicação de procedimentos normativos.	109
Figura 4.33 – Matriz de correlação dos dados utilizados como parâmetros de entrada .....	110
Figura 4.34 – Performance do treinamento em função de parâmetros chaves .....	111
Figura 4.35 – Resultados da busca pelos parâmetros de treinamento .....	112
Figura 4.36 – Resultados obtidos com o treinamento das redes neurais .....	113
Figura 4.37 – Frequência dos erros obtidos com a aplicação da rede neural artificial.....	114
Figura 4.38 – Comparação entre os procedimentos normativos e a predição por meio da rede neural artificial.....	115
Figura 4.39 – Interface desenvolvida para aplicação da rede neural artificial .....	116

# LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Comparação entre valores de $C_b$ normativos e da literatura.....	36
Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas de diferentes aços inoxidáveis.....	40
Tabela 2.3 – Coeficientes de correção apresentados pela norma ENV 1993 1-1:1992 .....	47
Tabela 3.1 – Configurações geométricas das vigas utilizadas na validação .....	63
Tabela 3.2 – Dimensões dos perfis utilizados no estudo paramétrico.....	65
Tabela 3.3 – Parâmetros avaliados no treinamento da RNA.....	68
Tabela 4.1 – Equações para predição do valor de $C_b$ .....	97
Tabela 4.2 – Dados estatísticos da comparação com procedimentos normativos.....	108

# LISTA DE SÍMBOLOS

$A$  = Área da seção transversal da viga

$A_{sin}$  = Área das aberturas em viga alveolar senoidal

$A_{sol}$  = Área da porção sólida em viga alveolar senoidal

$\alpha_{LT}$  : Coeficiente de imperfeição do membro submetido à FLT

$b_f$  = Comprimento da mesa

$\beta_{LT}$  = Fator de redução para a flambagem lateral com torção em regime elástico

$C_b$  = Coeficiente de modificação para diagrama de momento fletor não-uniforme

$C_w$  = Constante de empenamento

$d$  = Altura da seção

$d_0$  = Altura da seção original

$\varepsilon$  = Deformação específica

$\varepsilon_u$  = Deformação específica última

$E$  = Módulo de elasticidade longitudinal

$E$  = Módulo de elasticidade longitudinal do aço inoxidável

$E_t$  : Módulo de elasticidade tangente;

$f_{ib}$  = Tensão de flambagem inelástica

$f_u$  = Tensão última

$f_y$  = Tensão de escoamento

$F_{cr}$  = Tensão crítica de flambagem

$G$  = Módulo de elasticidade transversal

$h$  = Altura entre os centroides das mesas

$I_x$  = Segundo momento de área sob o eixo de maior inércia

$I_y$  = Segundo momento de área sob o eixo de menor inércia

$J$  = Constante de torção

$J_{2T,avg}$  = Constante de torção ponderada de acordo com um comprimento equivalente

$K_e$  = Fator adimensional de rigidez lateral torsional

$L$  = Comprimento total da viga

$L_b$  = Comprimento destravado da viga

$l_{0,avg}$  = Comprimento equivalente de abertura

$l_e$  = Comprimento efetivo de vigas sem restrições laterais

$\bar{\lambda}_0$  : Índice de esbeltez limitante

$M_0$  = Momento aplicado nas extremidades de uma viga biapoiada

$M_{cr}$  = Momento crítico elástico

$M_{cr,MEF}$  = Momento crítico elástico obtido através de análise numérica

$M_{pl}$  = Momento de plastificação nominal

$M_{Rd}$  = Momento último de cálculo

$M_{Rk}$  = Momento último característico

$M_{Rk,analítico}$  = Momento último característico através de método analítico

$M_{Rk,MEF}$  = Momento último característico obtido através de análise numérica

$n$  = Número de aberturas em uma viga de aço alveolar

$n_1$  = Parâmetro de encruamento não linear em aços inoxidáveis

$n_2$  = Parâmetro de encruamento não linear em aços inoxidáveis

$\chi_{LT}$  = Fator de redução da capacidade de plastificação do perfil

$r_y$  = Raio de giração – eixo y

$\sigma$  = Tensão

$\sigma_{0,2}$  = Tensão no ponto onde a deformação específica é equivalente a 0,2

$\sigma_{1,0}$  = Tensão no ponto onde a deformação específica é equivalente a 1,0

$\sigma_{res,alma}$  = Tensão residual na alma em perfis que passaram por corte em alta temperatura

$t_f$  = Espessura da mesa

$t_w$  = Espessura da alma

$W_x$  = Módulo elástico no eixo de maior inércia

$Z_x$  = Módulo plástico no eixo de maior inércia



# SUMÁRIO

<b>1 INTRODUÇÃO</b> .....	16
1.1 JUSTIFICATIVA.....	19
1.2 OBJETIVOS.....	20
<b>1.2.1 Objetivo geral</b> .....	20
<b>1.2.2 Objetivos específicos</b> .....	20
<b>2 REVISÃO DA LITERATURA</b> .....	22
2.1 FENÔMENOS DE ESTABILIDADE EM ESTRUTURAS METÁLICAS .....	22
2.2 MODOS DE FALHA EM VIGAS DE AÇO.....	24
<b>2.2.1 Flambagem Lateral com Torção</b> .....	26
2.3 FLT EM VIGAS ALVEOLARES .....	30
<b>2.3.1 Efeito do tipo e posicionamento da carga em vigas alveolares</b> .....	33
2.4 AÇO INOXIDÁVEL DE ALTA RESISTÊNCIA .....	37
2.5 IMPERFEIÇÕES INICIAIS .....	40
2.6 PROCEDIMENTOS NORMATIVOS PARA O DIMENSIONAMENTO À FLT ...	43
<b>2.6.1 Norma ANSI/AISC-370:2021</b> .....	43
<b>2.6.2 Norma EUROCODE 3</b> .....	45
<b>2.6.3 Procedimentos australianos AS/NZS 4673 e AS4100:1998 R2016</b> .....	48
2.7 REDES NEURAIS ARTIFICIAS .....	50
<b>3 METODOLOGIA</b> .....	55
3.1 MODELO NUMÉRICO .....	56
<b>3.1.1 Calibração do modelo numérico</b> .....	61
3.2 ESTUDO PARAMÉTRICO .....	63
3.3 MODELAGEM POR REDES NEURAIS ARTIFICIAS .....	66
<b>4 RESULTADOS E DISCUSSÃO</b> .....	70
4.1 CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO.....	70
4.2 ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA .....	75
<b>4.2.1 Aplicação de momento uniforme</b> .....	76
4.2.1.1 Efeito dos parâmetros geométricos da seção e das aberturas .....	79
4.2.1.2 Comparação com procedimentos analíticos e proposta de adaptação ..	81
<b>4.2.2 Aplicação de gradiente de momento</b> .....	86

---

4.2.2.1 Influência dos parâmetros do perfil .....	88
4.2.2.2 Modelos de regressão.....	92
4.3 ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICA E GEOMÉTRICA COM IMPERFEIÇÕES.....	99
<b>4.3.1 Comparação com procedimentos normativos.....</b>	<b>107</b>
4.4 MODELAGEM POR REDES NEURAS ARTIFICIAS .....	110
<b>5 CONSIDERAÇÕES FINAIS.....</b>	<b>117</b>
5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS .....	119
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>120</b>
<b>APÊNDICE A – ARTIGOS DESENVOLVIDOS .....</b>	<b>125</b>
<b>APÊNDICE B – CURVAS DE FLAMBAGEM .....</b>	<b>126</b>

# 1 INTRODUÇÃO

Com o crescente avanço das necessidades de projeto na construção civil, é cada vez maior o desafio apresentado aos projetistas para viabilizar soluções eficientes e econômicas de modo a atender projetos arquitetônicos arrojados e inovadores. Em muitos casos é comum a necessidade de vencer grandes vãos e de projetar estruturas que além de desempenhar seu papel mecânico de resistir às solicitações que lhe serão impostas, apresentem também um apelo estético favorável à arquitetura da edificação.

Nesse contexto, uma solução interessante é a utilização de elementos de aço com perfis alveolares. Estruturas dessa natureza são intencionalmente fabricadas para apresentar resistência mecânica superior aos perfis de aço convencionais. Além disso, dado o seu processo de fabricação, apresentam aberturas sequenciais ao longo da alma que favorecem a sua utilização como elemento arquitetônico.

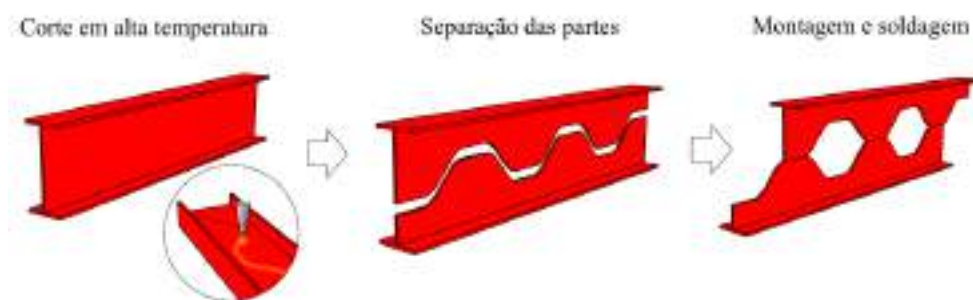
Dessa forma, nota-se um uso crescente dessas estruturas no cenário da construção civil e dado os avanços dos processos de fabricação na indústria, novos tipos de perfis alveolares vêm sendo criados e disponibilizados ao mercado. Esse é o caso das vigas com aberturas sequenciais na alma em padrão senoidal, também conhecidas como vigas Angelina<sup>TM</sup> (DURIF; BOUCHAÏR; VASSART, 2013a).

As vigas de aço com aberturas sequenciais na alma em padrão senoidal são elementos estruturais pertencentes à família das vigas de aço alveolares. Assim como as vigas casteladas e celulares, esses elementos são produzidos através de um corte térmico na alma de um perfil laminado, após o qual as partes obtidas são soldadas de modo a constituir um elemento final com aberturas espaçadas ao longo de sua alma (SONCK, 2013). Dessa forma, o perfil alveolar tem origem a partir de um perfil base e usualmente apresenta uma altura de seção transversal em torno de 30% a 50% maior do que este perfil original (NSEIR et al., 2012). A Figura 1.1 ilustra o processo de fabricação dessas vigas.

Diversas vantagens podem ser destacadas ao se utilizar vigas de aço com aberturas na alma, sobretudo vigas com aberturas senoidais. Dentre elas, inclui-se o ganho na relação resistência-peso do perfil final, que ocorre devido ao acréscimo na rigidez à flexão do elemento, causado pelo aumento na altura da seção transversal. Esse aumento de rigidez ocorre sob

manutenção da quantidade de aço presente no perfil, resultando assim em um perfil mais leve, se comparado a um perfil de aço de alma cheia com a mesma altura do perfil alveolar.

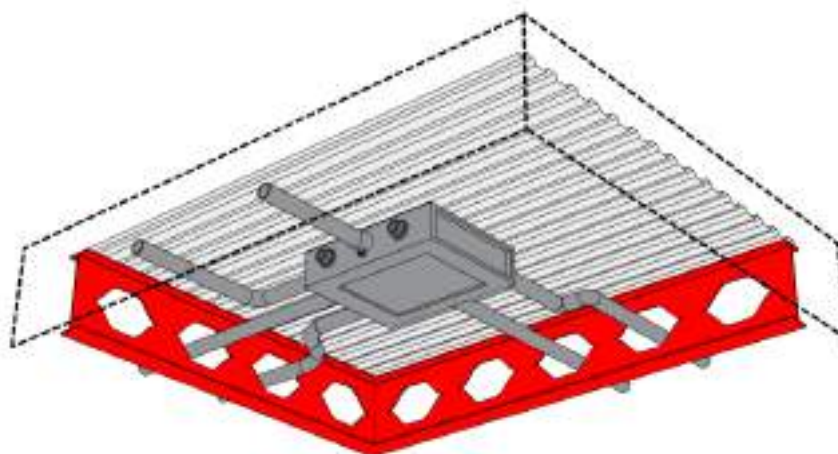
**Figura 1.1 – Processo de fabricação de uma viga com aberturas senoidais**



Fonte: Autor (2023)

Além disso, justifica-se o uso dessas vigas devido ao seu apelo estético e à possibilidade de passagem de tubulações por meio das aberturas, conforme ilustra a Figura 1.2. No entanto, o aumento na altura do perfil torna a seção transversal mais esbelta ao ser analisada como um todo, o que faz com que esse tipo de estrutura apresente maior susceptibilidade à falha por Flambagem Lateral com Torção (NSEIR et al., 2012). Esse tipo de falha é caracterizado por um deslocamento da mesa superior e uma rotação da seção transversal, os quais ocorrem de forma simultânea e culminam na perda da estabilidade do elemento. Poucos estudos podem ser encontrados na literatura a respeito dos modos de falha em vigas alveolares com aberturas senoidais, sendo que os principais trabalhos existentes analisam falhas locais na alma da estrutura e pouco se sabe sobre o seu comportamento de falha global.

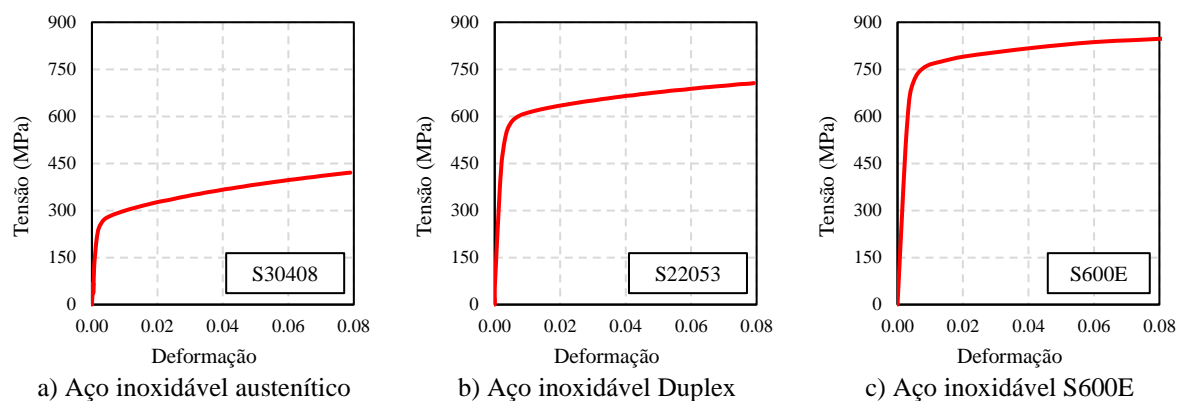
**Figura 1.2 – Passagem de tubulações em uma viga alveolar**



Fonte: Autor (2023)

Ainda com a finalidade de oferecer soluções mais eficientes no âmbito da engenharia civil, pode ser considerada a utilização de novos materiais, de modo a propiciar características favoráveis à solução estrutural proposta, em termos de segurança e durabilidade. Nesse sentido, nota-se ao longo dos últimos anos o aumento na utilização do aço inoxidável como material estrutural, especialmente em um contexto internacional. O aço inoxidável é um material de construção com alta performance e sua utilização resulta no aproveitamento combinado das capacidades mecânicas associadas a ligas metálicas ferrosas com a resistência à corrosão decorrente do alto conteúdo de cromo presente nesse tipo de material (GARDNER, 2019). No entanto, o comportamento mecânico do aço inoxidável difere consideravelmente do comportamento dos aços-carbono convencionais (ŠORF; JANDERA, 2020). Vale destacar principalmente a curva tensão-deformação arredondada, que diferentemente do aço-carbono não apresenta um ponto de escoamento evidente, com um limite elástico bem determinado (GARDNER, 2019). A Figura 1.3 apresenta algumas curvas características de aços inoxidáveis considerando o estágio inicial da curva. Na curva apresentada na Figura 1.3c é exibido o comportamento do aço inoxidável de alta resistência, o qual recebe o nome de aço inoxidável *sorbite* S600E (WANG et al., 2021). Esse é um novo tipo de aço, desenvolvido na China e patenteado no ano de 2018. Ele possui como principal característica uma tensão de escoamento em torno de 3 vezes superior ao tradicional aço inoxidável do tipo austenítico, porém apresenta uma resistência à corrosão em torno de 35% menor em relação a este mesmo aço (WANG et al., 2021). A curva tensão-deformação característica dos aços inoxidáveis permite ao elemento estrutural se beneficiar do considerável encruamento exibido pelo material, bem como de sua elevada plasticidade. Dessa forma, o comportamento de estabilidade inelástica é um fator chave no estudo do mecanismo de falha de estruturas fabricadas com esse material. Apesar disso, o estudo do comportamento de estabilidade em perfis de aço inoxidável submetidos à flexão tem recebido significativamente menos atenção em relação aos perfis submetidos à compressão axial (GARDNER, 2019).

Tendo em vista os pontos levantados, pretende-se com o estudo a ser apresentado nessa dissertação investigar o comportamento global de falha de vigas alveolares senoidais sujeitas à falha por FLT. Pretende-se ainda investigar o comportamento mecânico dessas estruturas considerando a utilização do aço inoxidável de alta resistência S600E. Dessa forma, pretende-se com o trabalho, realizar uma contribuição ao estudo de perfis de aço inoxidável sob flexão, considerando a utilização de vigas alveolares, de modo que as conclusões a serem apresentadas poderão ser úteis para o entendimento do comportamento estrutural destes elementos.

**Figura 1.3 – Curvas tensão-deformação características de aços inoxidáveis**

Fonte: Adaptado de Wang et al. (2021)

Para isso, serão realizadas simulações no *software* de análise por Elementos Finitos ABAQUS 6.14. Por meio deste pacote computacional será possível investigar o comportamento de estabilidade elástica dessas estruturas, bem como seu comportamento último, considerando as não linearidades física e geométrica, bem como imperfeições iniciais no modelo, resultantes do seu processo característico de fabricação.

## 1.1 JUSTIFICATIVA

A utilização de vigas alveolares de aço pode trazer inúmeros benefícios ao setor da construção civil. Dado o seu processo de fabricação característico, essas estruturas apresentam maior momento de inércia no eixo de flexão em relação aos perfis de aço que as originam. Isto ocorre dado o aumento na altura final do perfil, que pode ser de até 50% em alguns casos. Outros benefícios podem ser elencados com o uso dessas estruturas, dentre os quais destacam-se o menor peso próprio e a aparência esteticamente agradável destes elementos, que contribuem de forma simultânea ao comportamento mecânico e à estética das edificações. Todos esses benefícios podem ser ampliados ao se considerar a associação destes elementos à materiais de alta resistência, como é o caso do aço inoxidável S600E. Esse tipo de material, além de apresentar tensão de escoamento consideravelmente mais elevada do que os aços-carbono (entre 600 e 750 MPa), auxilia na proteção do elemento contra a corrosão. Dessa forma, o uso associado de perfis alveolares com esse tipo de material, proporciona vantagens no comportamento estrutural, arquitetura e durabilidade das edificações, contribuindo assim com a segurança, eficiência e sustentabilidade dos projetos de engenharia.

Por outro lado, nota-se uma carência de estudos envolvendo o comportamento de falha global de elementos alveolares, sobretudo ao se considerar aberturas sequenciais em padrão senoidal. Além disso, o uso do aço inoxidável de alta resistência S600E é consideravelmente recente e pouco se encontra na literatura acerca de seu comportamento, no caso de aplicações. Dessa forma, a já existente lacuna de pesquisa em relação a elementos de aço inoxidável submetidos à flexão torna-se ainda mais pronunciada, ao se considerar especificamente esse novo tipo de aço inoxidável. Percebe-se, portanto, a necessidade de se investigar o tema, de modo a contribuir para a melhor compreensão do comportamento de estabilidade de vigas alveolares com aberturas em padrão senoidal associadas à materiais de alta resistência.

## 1.2 OBJETIVOS

### 1.2.1 Objetivo geral

O objetivo geral do presente trabalho é o de avaliar a estabilidade de vigas não-mistas de aço alveolares fabricadas com perfis I de aço inoxidável de alta resistência, sujeitos à falha por Flambagem Lateral com Torção (FLT).

### 1.2.2 Objetivos específicos

Enquadram-se entre os objetivos específicos do trabalho:

- Avaliar a influência dos diversos parâmetros das vigas alveolares senoidais no momento crítico à FLT;
- Avaliar os métodos analíticos para a obtenção do momento crítico e propor eventuais adequações.
- Avaliar o efeito do posicionamento e do tipo de carga no comportamento de estabilidade elástica da estrutura.
- Avaliar o momento resistente dessas vigas considerando a utilização do aço inoxidável de alta resistência S600E.
- Avaliar o desempenho de procedimentos normativos (AISC-370, AS4100, EUROCODE 3) para a obtenção do momento último nessas estruturas por meio da comparação dos resultados numéricos e analíticos.

- 
- Realizar a modelagem do comportamento último de falha dessas estruturas por meio de técnicas de Aprendizado de Máquina e Redes Neurais Artificiais.
  - Desenvolver um software gráfico para a determinação da capacidade resistente de vigas com aberturas na alma em padrão senoidal, considerando o material utilizado para a realização das simulações por meio da utilização da Rede Neural treinada.



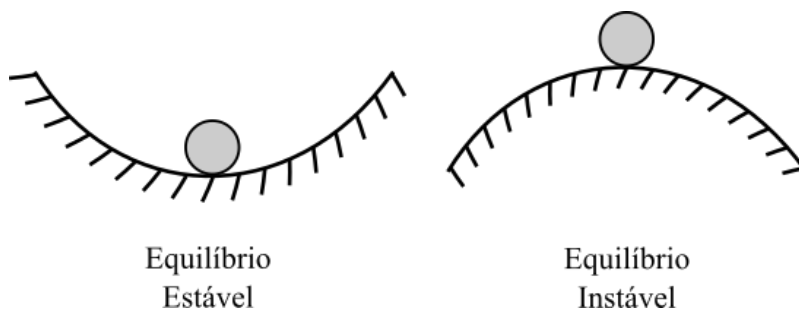
## 2 REVISÃO DA LITERATURA

### 2.1 FENÔMENOS DE ESTABILIDADE EM ESTRUTURAS METÁLICAS

O estudo da estabilidade em estruturas metálicas é de fundamental importância para a engenharia. Isto pois, o conhecimento de como e em sob que condições uma estrutura perde sua estabilidade é fundamental para garantir a segurança dos projetos estruturais. Usualmente os fenômenos de instabilidade estão associados à presença de forças compressivas axiais ou deformações axiais em elementos de placa que compõem seções transversais de vigas e colunas (GALAMBOS; SUROVEK, 2008). Dessa forma, podem ocorrer instabilidade locais, as quais afetam um único componente de um elemento estrutural, ou instabilidades globais, que afetam o elemento estrutural em si. Vale destacar que instabilidades em elementos estruturais isolados podem preceder instabilidades de sistemas estruturais como um todo, as quais são usualmente catastróficas.

Um dos conceitos fundamentais no estudo da estabilidade de elementos estruturais é a chamada carga crítica da estrutura. A carga crítica pode ser entendida como aquela que, se aplicada à estrutura, levará a mesma a passar de um estado estável para um estado instável (GALAMBOS; SUROVEK, 2008). Entende-se por estado estável aquele em que, caso haja a ocorrência de uma perturbação na estrutura, esta regressa à sua configuração de equilíbrio inicial, após o fim da perturbação. Por outro lado, caso a estrutura não seja capaz de regressar a esse estado inicial, o estado de equilíbrio é denominado instável. Um exemplo ilustrativo clássico é apresentado na Figura 2.1.

**Figura 2.1 – Conceito de estabilidade do equilíbrio**

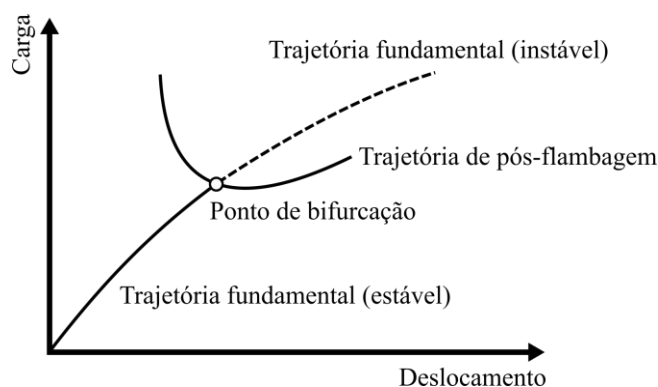


Fonte: Adaptado de Reis e Camotim (2000)

Usualmente a carga crítica é obtida considerando o equilíbrio ou a energia potencial da estrutura em sua condição deformada. Vale destacar que o equilíbrio da estrutura é uma posição neutra, a qual pode existir tanto na configuração deformada quanto indeformada da estrutura. Dessa forma, ao se atingir a carga crítica, chega-se ao chamado ponto de bifurcação do equilíbrio e a partir desse ponto, dois caminhos de equilíbrio são possíveis, ambos instáveis. Um destes caminhos é de natureza intrinsecamente teórica, dado que sua existência apenas seria possível no caso de não haver nenhum tipo de perturbação ou imperfeição na estrutura. A esse tipo de instabilidade dá-se o nome de instabilidade bifurcacional (Figura 2.2) (REIS; CAMOTIM, 2000)

Na Figura 2.2 nota-se a existência da trajetória de equilíbrio fundamental, a qual tem início na origem do diagrama de carga-deslocamento, bem como da trajetória de pós-flambagem que não passa pela origem do diagrama. Nota-se na intersecção dessas duas trajetórias a existência do ponto de bifurcação. A ordenada desse ponto é de fundamental interesse para o estudo do equilíbrio de estruturas, pois corresponde à carga de bifurcação, ou carga crítica da estrutura. Ainda de suma importância é a configuração deformada da estrutura no momento de ocorrência da bifurcação do equilíbrio, a qual é denominada de modo de instabilidade. De acordo com Reis e Camotim (2000), é fundamental destacar o caráter abrupto da instabilidade bifurcacional, dado que os deslocamentos característicos (a configuração de deformação) que definem o modo de instabilidade da estrutura ocorrem de forma súbita quando ocorre a bifurcação.

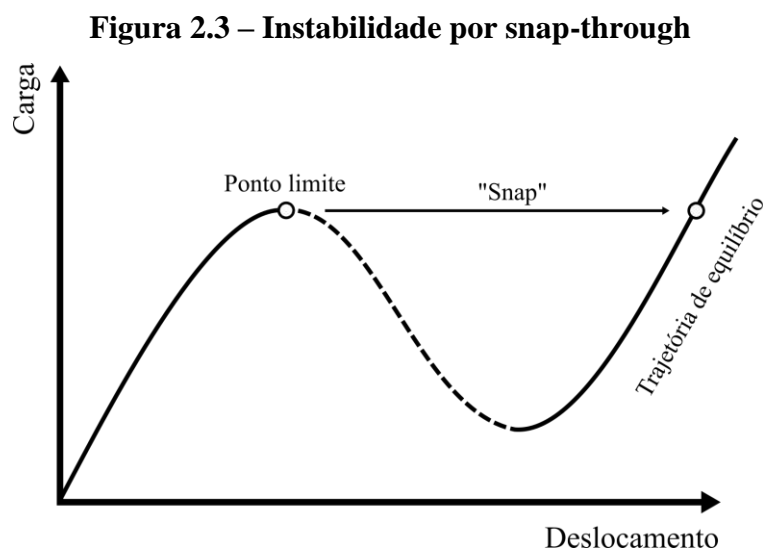
**Figura 2.2 – Instabilidade bifurcacional**



Fonte: Adaptado de Reis e Camotim (2000)

Outro tipo de instabilidade possível é a instabilidade por “snap-through” (Figura 2.3), a qual é caracterizada por uma trajetória de equilíbrio não linear, partindo da origem do diagrama carga-deslocamento e que segue até a ocorrência de um ponto limite.

Esse ponto é caracterizado pela mudança no sentido de crescimento da curva, ocorrendo a anulação da inclinação e inflexão da trajetória. Nesse exato ponto, a configuração de equilíbrio, outrora estável, passa a ser instável. A partir daí, ocorre o fenômeno denominado de “snap-through”, o qual, segundo Reis e Camotim (2000) consiste na passagem dinâmica da estrutura para uma configuração de equilíbrio afastada e estável, quando a estrutura se encontra no ponto limite e é submetida a um pequeno aumento de carga.



Fonte: Adaptado de Reis e Camotim (2000)

## 2.2 MODOS DE FALHA EM VIGAS DE AÇO

No estudo dos fenômenos de estabilidade, um ponto extremamente importante é o modo de instabilidade que o elemento estrutural pode apresentar. As vigas alveolares de aço são suscetíveis a diversos modos de instabilidade. Alguns destes, surgem exclusivamente devido à presença das aberturas, como é o caso do mecanismo Vierendeel (MV) (Figura 2.4b) e a flambagem do montante da alma (FMA) (Figura 2.4a). Destaca-se também entre os modos de instabilidade possíveis, a flambagem local do T comprimido (mesa superior) (Figura 2.4d). Esses modos de instabilidade, em uma situação real, levam a estrutura à falha.

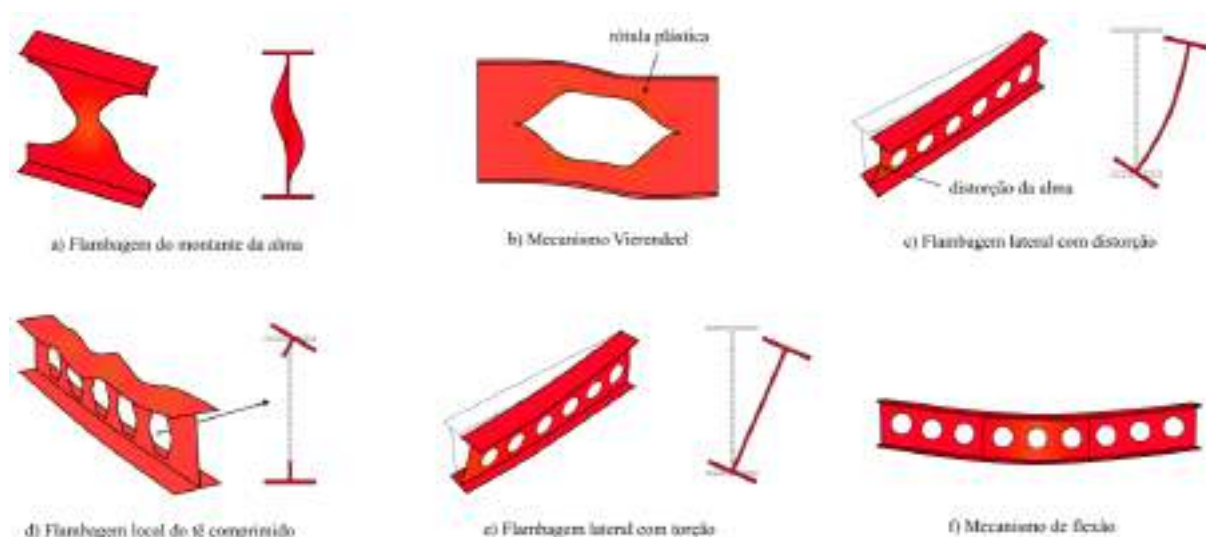
Com respeito ao modo de falha, o mecanismo Vierendeel ocorre devido à intensas tensões de cisalhamento e é caracterizado pela formação de rótulas plásticas ao redor das aberturas (TSAVDARIDIS; D’MELLO, 2012). Em vigas com aberturas hexagonais ou senoidais, as rótulas plásticas se formam nos 4 cantos das aberturas, levando à perda da capacidade resistente do elemento. Isto ocorre devido ao surgimento de momento fletor local

durante a transferência de esforços de cisalhamento através das aberturas (WANG; MA; WANG, 2014). A flambagem do montante da alma também ocorre devido a esforços de cisalhamento e é caracterizada pela flambagem local da porção sólida de alma localizada entre as aberturas (GRILO et al., 2018).

A flambagem local do T comprimido é um modo de falha menos comum em vigas com aberturas, pois, em perfis que apresentam falha local, o mecanismo de colapso tende a ser dominado pelo mecanismo Vierendeel ou flambagem do montante da alma. Porém, conforme De Oliveira, Cardoso e Sotelino (2019) a flambagem local do banzo superior pode ocorrer nestes perfis em situações específicas onde a instabilidade do banzo superior ocorra antes do escoamento da seção T comprimida, como é o caso da utilização de aços de alta resistência.

Destaca-se também no estudo de vigas alveolares a possibilidade de ocorrência de modos de instabilidade globais, como a flambagem lateral com torção (FLT) (Figura 2.4e) e flambagem lateral com distorção (FLD) (Figura 2.4c). Caso não ocorram instabilidades nos elementos estruturais, a falha se dará por plastificação da seção transversal, associada ao mecanismo de flexão (Figura 2.4f). Os três últimos modos de falha citados também ocorrem para vigas de alma cheia. Vale ressaltar que o mecanismo de flexão que ocorre devido ao escoamento da seção é um modo de falha possível em perfis de curto comprimento. Segundo Kerdal e Nethercot (1984), nessa situação a capacidade resistente de vigas com aberturas na alma é equivalente ao momento de plastificação de uma seção tomada na linha central de uma abertura.

**Figura 2.4 – Modos de falha em perfis alveolares**

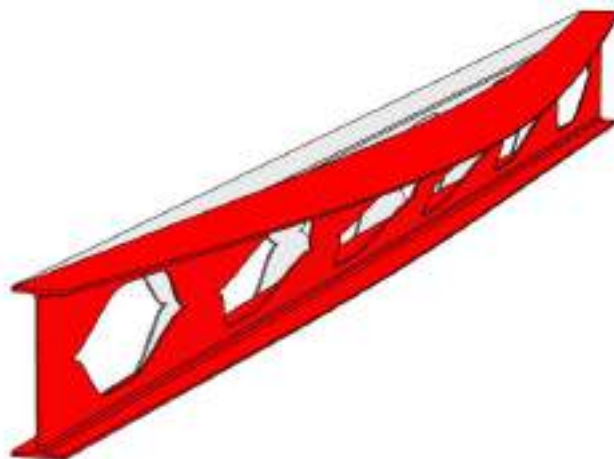


Fonte: Autor (2023)

### 2.2.1 Flambagem Lateral com Torção

Um tipo de comportamento instável em estruturas de aço é a chamada Flambagem Lateral com Torção. Nesse tipo de instabilidade, as cargas são aplicadas no plano de simetria do elemento e a deformação ocorre nesse mesmo plano até o momento em que é atingida a carga crítica. A partir desse ponto, o elemento passa a exibir deformações fora do seu plano de simetria. Esse comportamento é ilustrado pela Figura 2.5, considerando de forma ilustrativa um perfil alveolar com aberturas senoidais. A Flambagem Lateral com Torção é um comportamento típico de vigas de abas paralelas que são carregadas de modo que os momentos fletores atuem em torno do eixo de maior inércia (GALAMBOS; SUROVEK, 2008).

**Figura 2.5 – Flambagem Lateral com Torção**



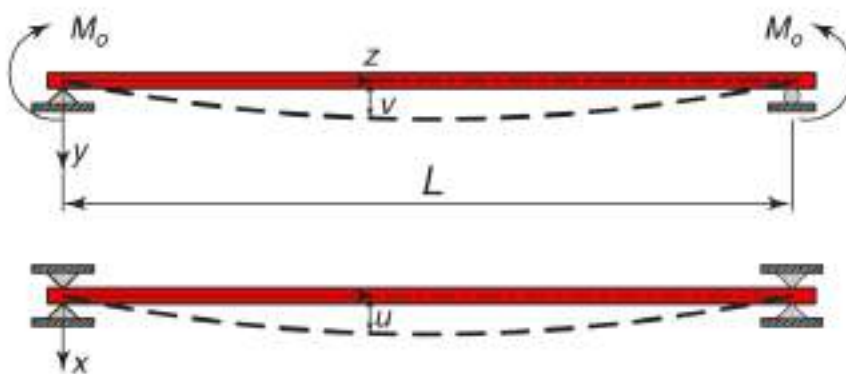
Fonte: Autor (2023)

O caso básico para a determinação do momento crítico que leva à falha por FLT considera algumas hipóteses, dentre as quais destacam-se (GALAMBOS; SUROVEK, 2008):

- O material é elástico, homogêneo e isotrópico;
- O elemento é simplesmente apoiado (Figura 2.6);
- A viga é submetida a um momento uniforme em torno do eixo de maior inércia;
- A seção transversal da viga é duplamente simétrica;
- O centroide da seção transversal coincide com o centro de cisalhamento.
- Os ângulos de deflexão são pequenos;
- Não há flambagem local nas mesas e na alma;
- Não ocorre distorção da seção transversal durante a flambagem.

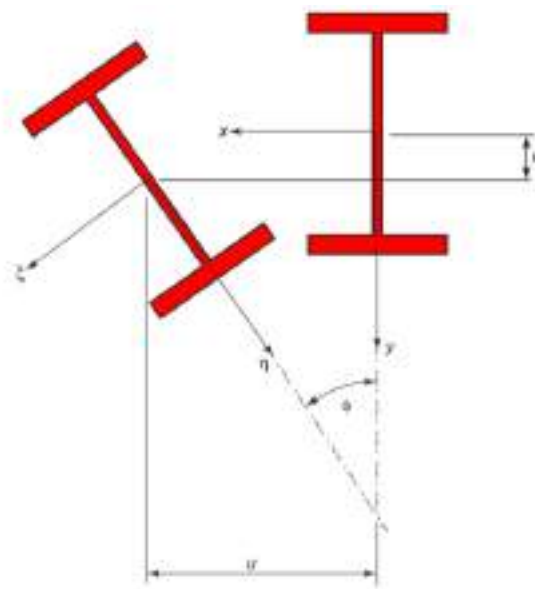
Sob essas condições, o elemento estrutural sofre deflexão, à medida em que  $M_0$  aumenta, sem apresentar nenhum movimento para fora do plano de simetria. Essa situação ocorre até o ponto em que é atingido um momento crítico  $M_{0cr}$ . Esse momento representa o ponto de bifurcação do equilíbrio, após o qual, na trajetória pós-crítica a estrutura apresenta sua configuração de flambagem, caracterizada por uma deflexão lateral  $u$  e um ângulo de giro  $\phi$ , conforme apresenta a Figura 2.7.

**Figura 2.6 – Condições de apoio para o caso básico da FLT**



Fonte: Adaptado de Galambos e Surovek (2008)

**Figura 2.7 – Seção transversal de elemento submetido à FLT**



Fonte: Adaptado de Galambos e Surovek (2008)

Como apresentado na Figura 2.7, os eixos originais  $x$  e  $y$  passam a ser denotados por  $\xi$  e  $\eta$  na configuração instável da estrutura. Assumindo pequenos ângulos de deflexão, tem-se

que  $\cos \phi = 1$  e  $\text{sen } \phi = \phi$ . Dessa forma, realizando o equilíbrio para os momentos que causam deslocamento para fora do plano de simetria, encontra-se o momento  $M_\eta$ , dado pela Equação 2.1:

$$\begin{aligned} M_\eta &= -M_x \text{sen}(\phi) \\ M_\eta &= M_0 \text{sen}(\phi) \\ M_\eta &= M_0 \phi \end{aligned} \quad (2.1)$$

Para satisfazer as condições de equilíbrio é necessário que o momento  $M_\eta$  seja igual aos momentos internos, resultando na seguinte equação diferencial para a flexão em torno do eixo y:

$$\begin{aligned} M_\eta &= -EI_y u'' = M_0 \phi \\ EI_y u'' + M_0 \phi &= 0 \end{aligned} \quad (2.2)$$

Onde:

$E$  – Módulo de elasticidade longitudinal do material;

$I_y$  – Momento de inércia em torno do eixo y.

A Equação 2.2 apresenta duas parcelas de deformação  $u$  e  $\phi$ , sendo necessária uma equação adicional para resolver o problema. Essa equação adicional é obtida considerando a componente torcional de  $M_x$  ao longo do eixo z, denotada por  $M_\zeta$  e dada pela Equação 2.3.

$$M_\zeta = M_x \text{sen} \left( \frac{du}{dz} \right) = -M_0 \text{sen}(u') = -M_0 u' \quad (2.3)$$

Realizando o equilíbrio com o momento interno de torção, expresso em termos de uma componente de empenamento e uma componente de torção uniforme, tem-se a Equação 2.4.

$$EC_w \phi''' - GJ \phi' + M_0 u' = 0 \quad (2.4)$$

Onde:

$C_w$  – Constante de empenamento da seção transversal;

$G$  – Módulo de elasticidade transversal do material;

$J$  – Constante de torção de St. Venant.

Portanto, as duas equações diferenciais ligadas aos deslocamentos lateral  $u$  e torcional  $\phi$  são dadas pelas Equações 2.2 e 2.4, respectivamente. Isolando  $u''$  na Equação 2.2, diferenciando a Equação 2.4 e substituindo o termo relativo a  $u''$  tem-se a equação diferencial para a Flambagem Lateral com Torção de uma viga duplamente simétrica sob momento uniforme, dada pela Equação 2.5 (GALAMBOS; SUROVEK, 2008).

$$EC_w\phi^{iv} - GJ\phi'' - \frac{M_0^2\phi}{EI_y} = 0 \quad (2.5)$$

Para resolver a equação diferencial apresentada é necessário definir as condições de contorno do problema. Sabe-se que a deflexão lateral e o ângulo de giro devem ser nulos nas extremidades da viga. Além disso, tem-se que não deverá ocorrer momentos em relação ao eixo  $y$  nos apoios. Dessa forma, tem-se as seguintes condições de contorno para o problema:

$$\begin{aligned} u(0) = u(L) = \phi(0) = \phi(L) = 0 \\ u''(0) = u''(L) = \phi''(0) = \phi''(L) = 0 \end{aligned} \quad (2.6)$$

Com as condições de contorno definidas procede-se à solução da equação diferencial. Reescrevendo a Equação 2.5 tem-se:

$$\phi^{iv} - \frac{GJ\phi''}{EC_w} - \frac{M_0^2\phi}{E^2C_wI_y} = 0 \quad (2.7)$$

Tomando as expressões  $\frac{GJ}{EC_w}$  e  $\frac{M_0^2}{E^2C_wI_y}$  como  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$  respectivamente, a Equação 2.7 torna-se:

$$\phi^{iv} - \lambda_1\phi'' - \lambda_2\phi = 0 \quad (2.8)$$

Resolvendo a equação diferencial homogênea e substituindo os termos  $\lambda_1$  e  $\lambda_2$  tem-se:



$$\lambda_2 = \frac{n^2\pi^2}{L^2} \left[ \lambda_1 + \frac{n^2\pi^2}{L^2} \right]$$

$$\frac{M_0^2}{E^2 c_w I_y} = \frac{n^2\pi^2}{L^2} \left[ \frac{GJ}{EC_w} + \frac{n^2\pi^2}{L^2} \right] \quad (2.9)$$

Na Equação 2.9, a variável  $n$  denota o autovalor da equação. Para a obtenção do momento crítico busca-se o menor autovalor, logo  $n = 1$ . Considerando essa informação e rearranjando os termos da Equação 2.9, de modo a isolar o momento crítico à FLT ( $M_0$ ), tem-se a Equação 2.10.

$$M_{0cr} = \frac{\pi}{L} \sqrt{EI_y GJ} \sqrt{1 + \frac{\pi^2 EC_w}{GJL^2}} \quad (2.10)$$

A Equação 2.10 é a equação básica para a solução da Flambagem Lateral com Torção em perfis simétricos. Foi inicialmente proposta por Timoshenko e Gere (1963) e pode ser obtida também por métodos de energia (ROSSI, 2018).

### 2.3 FLT EM VIGAS ALVEOLARES

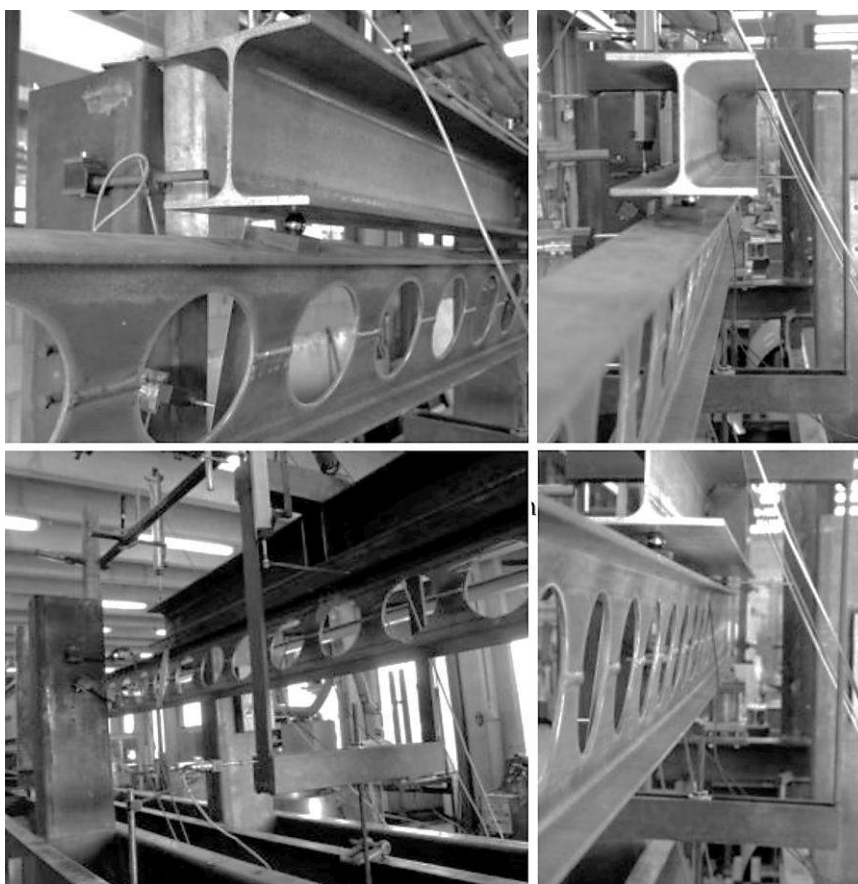
O início do estudo da flambagem lateral com torção em vigas de aço alveolares remonta aos trabalhos de Kerdal e Nethercot (1984) e Nethercot (1982). Os autores desenvolveram 8 ensaios experimentais em vigas de aço casteladas por meio dos quais chegaram à conclusão de que os procedimentos analíticos destinados à obtenção da capacidade resistente à FLT em vigas de alma cheia podem ser utilizados em vigas alveolares. Essa consideração é válida desde que as propriedades geométricas da seção transversal sejam calculadas na linha central das aberturas. A este tipo de metodologia é atribuído o nome de abordagem de seção duplo T. Dessa forma, por exemplo, o momento crítico elástico à FLT pode ser calculado por meio da expressão originalmente apresentada por Timoshenko e Gere (1963) (Equação 2.10), considerando o cálculo das variáveis envolvidas, conforme as Equações 2.11 e 2.12. Na Equação 2.11 a grandeza  $a_0$  denota a altura da abertura na alma da viga.

$$I_y = \frac{t_f b_f^3}{6} + \frac{(h - a_0)t_w^3}{12} \quad (2.11)$$

$$C_w = I_y \frac{h^2}{4} \quad (2.12)$$

Em estudos recentes envolvendo vigas celulares e casteladas (SONCK, 2013; SONCK; BELIS, 2015, 2017) observou-se que a abordagem de seção duplo T leva a valores com considerável divergência em relação a estudos paramétricos recentemente desenvolvidos. Foi observado ainda que essa divergência se dá pela subestimação da constante de torção por parte da abordagem de seção duplo T, a qual ocorre de forma mais evidente em grandes comprimentos. Essas conclusões foram obtidas após a realização de 6 ensaios experimentais em vigas casteladas e celulares submetidas à FLT, conforme ilustra a Figura 2.8.

**Figura 2.8 – Ensaios de flexão de 4 pontos em vigas celulares**

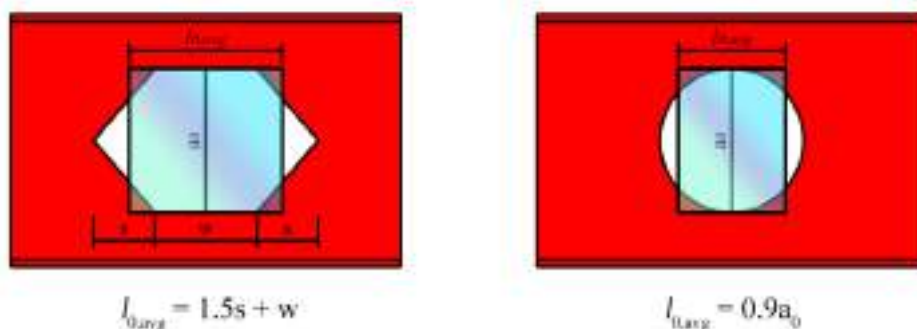


Fonte: Sonck (2013)

Para contornar o problema em questão, os autores propuseram que a estimativa da constante de torção deveria ser feita por meio de uma ponderação média entre a constante de torção considerando a seção completa e considerando o cálculo das propriedades geométricas

em uma seção transversal localizada no centro da abertura. Nos trabalhos mencionados, essa ponderação é apresentada por meio da consideração de um comprimento equivalente das aberturas. Duas proposições diferentes foram apresentadas, sendo relativas à aberturas circulares (SONCK; BELIS, 2015) e hexagonais (SONCK; BELIS, 2017). O comprimento equivalente proposto para as duas geometrias é apresentado na Figura 2.9 e a expressão para a determinação da constante de torção ponderada  $J_{2T,avg}$  é apresentada na Equação 2.13.

**Figura 2.9 - Comprimento equivalente para cálculo da constante de torção adaptada**



Fonte: Autor (2023)

$$J_{2T,avg} = \frac{n l_{0,avg}}{L} J_{2T} + \left(1 - \frac{n l_{0,avg}}{L}\right) J_{sólido} \quad (2.13)$$

Muitos trabalhos envolvendo vigas alveolares utilizaram a proposição apresentada para o cálculo do momento crítico elástico e último (FERREIRA et al., 2022; FERREIRA; MARTINS, 2020; FERREIRA; ROSSI; MARTINS, 2019; OLIVEIRA et al., 2022), de modo que a sua eficácia superior em relação ao cálculo com a seção duplo T proposta no trabalho de Kerdal e Nethercot (1984) foi extensivamente avaliada e comprovada.

Outro trabalho, o de Nseir et al. (2012) também trata do comportamento de elementos alveolares de aço submetidos à FLT. Foram realizados 3 ensaios experimentais (Figura 2.10) em elementos com aberturas celulares e senoidais, seguido de um estudo paramétrico em elementos finitos envolvendo vigas com aberturas celulares. O modelo numérico foi validado com os testes experimentais realizados pelos autores e foi utilizado para avaliar uma série de parâmetros de vigas com aberturas na alma, dentre os quais destacam-se: a esbeltez relativa dos elementos, tipos de aço, esbeltez da seção transversal, distribuições do diagrama de momentos fletores e espaçamento relativo das aberturas. Com os resultados obtidos, os autores avaliaram a adequação do procedimento de cálculo para dimensionamento à FLT presente no

EUROCODE 3 (EN 1993 1-1: 2005), e a partir disso, desenvolveram uma recomendação de cálculo baseada neste procedimento, mais adequada ao comportamento de vigas com aberturas sequenciais na alma em formato circular.

**Figura 2.10 – Ensaio de flexão de 4 pontos em vigas alveolares**



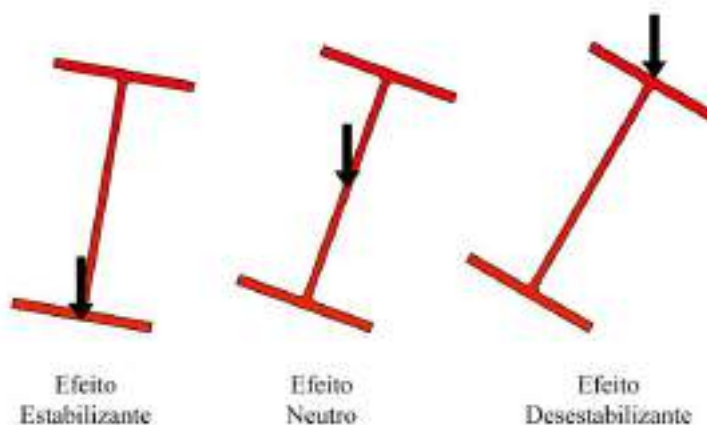
Fonte: Nseir et al. (2012)

### **2.3.1 Efeito do tipo e posicionamento da carga em vigas alveolares**

Ao estudar a FLT em vigas de aço, é extremamente importante se considerar o efeito do tipo de carga e o seu posicionamento na seção transversal do elemento. Como será apresentado com mais detalhes na seção 2.5, os procedimentos normativos atuais consideram para o dimensionamento à FLT de elementos de aço bissimétricos, o equacionamento proposto por Timoshenko e Gere (1963) para a determinação do momento crítico elástico (Equação 2.10). O equacionamento proposto leva em consideração a aplicação de um momento fletor constante ao longo da viga, o que é uma situação não usual em projetos de engenharia. Devido a este fato, os procedimentos normativos propõem coeficientes de correção, como é o caso para o formato

do diagrama de momentos fletores, e que são capazes de adaptar a equação do momento crítico elástico para diversas condições de carregamento que possam ser encontradas em projeto. Além disso, vale destacar que o posicionamento da carga na seção transversal pode afetar consideravelmente os valores de momento crítico em vigas de aço. Destaca-se a possibilidade de ocorrência de cargas no centro de cisalhamento, abaixo e acima deste, conforme ilustra a Figura 2.11. No caso de cargas acima do centro de cisalhamento (mesa superior) o efeito causado é desestabilizante, ao passo que a aplicação de cargas na mesa inferior causa um efeito estabilizante na estrutura. Já as cargas aplicadas na altura do centro de cisalhamento apresentam um efeito neutro.

**Figura 2.11 – Efeito estabilizante, neutro e desestabilizante em perfis de aço**



Fonte: Autor (2023)

Diversas pesquisas foram realizadas buscando avaliar o comportamento de estruturas de aço sob a ação de diferentes formas de carregamento e a sua influência na determinação do coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores. Investigações foram realizadas por Mohebkah (2004, 2011), onde o autor estudou o efeito de cargas fora do centro de cisalhamento em vigas de alma cheia e vigas casteladas. Os estudos concluíram que para vigas de alma cheia (MOHEBKHAH, 2011), os coeficientes de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores dados pela norma AISC-360 eram válidos apenas para vigas com grandes comprimentos, em especial quando foram consideradas cargas no centro de cisalhamento e cargas na mesa superior. Além disso, o autor observou que os coeficientes de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores obtidos numericamente eram em geral, inferiores aos apresentados pelos procedimentos analíticos analisados no estudo. Já o estudo realizado por Mohebkah para vigas casteladas

(MOHEBKHAH, 2004) levou à conclusão de que a esbeltez das vigas analisadas possui significativa influência no coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores, ao passo que o procedimento normativo americano AISC-360 apresenta valores constantes para qualquer faixa de esbeltez a ser considerada. Bhat e Gupta (2020) analisaram o comportamento do coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores para vigas alveolares com aberturas em padrão circular submetidas à FLT. Os autores chegaram à conclusão de que o coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores depende consideravelmente do vão da estrutura. Além disso, observaram que, no geral, os valores do coeficiente eram menores do que as recomendações normativas para vigas de menor comprimento, e com o aumento do comprimento, os coeficientes tendiam a atingir os valores recomendados pelos procedimentos normativos.

Outras pesquisas podem ser encontradas na literatura acerca do mesmo tema, como é o caso do estudo de El-sawy, Sweedan e Martini (2014). O estudo analisa os efeitos dos diversos parâmetros geométricos de vigas celulares, em especial das dimensões da seção transversal, esbeltez da viga, e do tamanho das aberturas na obtenção da capacidade de flambagem dos elementos, considerando várias situações de carregamento e conseqüentemente do coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores associado a estes elementos. Os autores concluíram que a largura das mesas ( $b_f$ ) influencia na obtenção do coeficiente, sendo que vigas com mesas mais largas tendem a apresentar maiores valores para o mesmo.

Khatri, Katikala e Kotapati (2021) também estudaram os efeitos dos diferentes carregamentos e de seu posicionamento no comportamento da flambagem de vigas celulares, comparando valores numéricos com valores obtidos analiticamente através da metodologia descrita em Ziemian (2010). Os autores destacam, que dada a menor área de aço presente na alma, bem como a elevada profundidade da seção transversal, o efeito da altura da carga no coeficiente de correção para o formato do diagrama de momentos fletores pode ser mais significativo do que para as vigas de alma cheia. Através da realização de análises de flambagem elástica, Khatri, Katikala e Kotapati (2021) concluíram que vigas com grandes comprimentos chegam à falha usualmente por flambagem lateral com torção e que os valores dos coeficientes de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores obtidos numericamente tendem a se aproximar dos valores analíticos. Além disso, os autores destacam que a condição de carregamento na mesa superior foi a pior situação analisada, onde ocorre a maior redução dos valores do coeficiente, que em sua maioria ficaram abaixo de 1. Outra conclusão importante deste estudo, é o de que o coeficiente de modificação em vigas celulares é afetado pela esbeltez da mesa. De acordo com os autores, ao contrário das vigas de alma cheia,

em vigas celulares a esbeltez da mesa influencia a obtenção do coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores até mesmo para as situações de cargas aplicadas no centro de cisalhamento.

Os pontos apresentados até aqui apresentam a relevância em se estudar o efeito do tipo e do posicionamento das cargas no comportamento de vigas alveolares submetidas à flambagem lateral com torção, dado o grande número de fatores que podem influenciar este fenômeno em vigas desta natureza. Além disso, como mostrado, pesquisas na literatura demonstram que os procedimentos analíticos para determinação dos coeficientes de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores, bem como as recomendações normativas destinadas às vigas de alma cheia podem apresentar significativa divergência em relação aos coeficientes obtidos para vigas com aberturas sequenciais na alma (BHAT; GUPTA, 2020; EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014; KHATRI; KATIKALA; KOTAPATI, 2021; MOHEBKHAH, 2004). A Tabela 2.1 apresenta uma comparação entre os valores recomendados por procedimentos normativos e valores encontradas na literatura científica.

**Tabela 2.1 – Comparação entre valores de  $C_b$  normativos e da literatura.**

Norma/Autor	Condição de carregamento	Coeficiente $C_b$
AISC-360	Carga distribuída	1,136
AS4100		1,166
EUROCODE 3		1,132
El-sawy, Sweedan e Martini (2014)		1,14 - 0,67
Khatri, Katikala e Kotapati (2021)		1,535 – 0,585
Mohebkah (2004)		1,14 – 0,947
AISC-360	Carga concentrada	1,316
AS4100		1,388
EUROCODE 3		1,365
El-sawy, Sweedan e Martini (2014)		1,33 – 0,7
Bhat e Gupta (2020)		1,364 – 0,744
Mohebkah (2004)		1,347 – 0,844

Fonte: Autor (2023)

Visando corrigir de forma mais realística o momento crítico elástico, pesquisas encontradas na literatura apontam alternativas diferentes para a determinação do coeficiente de modificação do momento crítico, especialmente em vigas de alma cheia. Dentre elas, destaca-se o fato de que não consideram apenas o formato do diagrama de momentos fletores, mas também o fator adimensional de rigidez lateral torsional  $K_e$  (Equação 2.14) para a determinação

do coeficiente de modificação. De acordo com Sweedan (2011), é conveniente utilizar o fator  $K_e$  para a determinação do coeficiente, visto que, perfis que apresentam o mesmo valor para o fator adimensional de rigidez lateral torsional tendem a apresentar valores semelhantes para o coeficiente de modificação para o formato do diagrama de momentos fletores, mesmo que possuam valores diferentes de esbeltez da mesa e da alma. Dessa forma o parâmetro apresentado na Equação 2.14 é adequado para a criação de modelos de predição para os coeficientes de correção do momento crítico para as diversas situações de carregamento que produzem distribuição de momentos fletores não uniforme na estrutura.

$$K_e = \frac{\pi}{L} \sqrt{\frac{EC_w}{GJ}} \quad (2.14)$$

## 2.4 AÇO INOXIDÁVEL DE ALTA RESISTÊNCIA

O aço inoxidável é um material estrutural de alta performance que proporciona resistência mecânica associada à resistência contra corrosão, derivada principalmente da alta porcentagem de cromo presente em sua composição (GARDNER, 2019). O uso do aço inoxidável como material de construção remonta ao século passado onde importantes obras fizeram uso deste material, como o Gateway Arch em St. Louis e o Chrysler Building em Nova Iorque. Aplicações modernas enfatizam a adequabilidade deste material para uso estrutural, como é o caso do uso em edifícios torres, domos e pontes (GARDNER, 2019). Essas aplicações são possíveis dado os altos limites de proporcionalidade e capacidade estendida de encruamento apresentada por estes tipos de aço. No entanto, diferentemente dos aços carbonos convencionais, os aços inoxidáveis não apresentam um ponto claro para a tensão de escoamento ao se analisar a curva tensão-deformação do material, a qual apresenta um comportamento arredondado (GARDNER, 2019).

Dado o comportamento característico apresentado pela curva tensão-deformação neste material, diferentes modelos constitutivos foram propostos ao longo dos últimos anos. O modelo de Ramberg-Osgood (RAMBERG; OSGOOD, 1941) (Eq. 2.15) se mostra adequado à modelagem da curva tensão-deformação em aços desse tipo, embora tenha sido originalmente desenvolvida para representação de curvas de ligas de alumínio. O modelo é capaz de capturar a resposta arredondada da curva de aços inoxidáveis, no entanto falha em representar o



comportamento da curva em situações onde é considerada uma deformação superior a 0,2% (RASMUSSEN, 2003).

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + 0.002 \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n \quad (2.15)$$

Com base nesse fato, diversos autores na literatura (GARDNER; ASHRAF, 2006; HRADIL et al., 2013; QUACH; TENG; CHUNG, 2008; RASMUSSEN, 2003) propuseram equações baseadas no modelo de Ramberg-Osgood, considerando diferentes estágios para o desenvolvimento da curva. Ao se considerar a utilização de mais estágios, é possível capturar completamente a curva tensão-deformação em aços inoxidáveis, melhorando significativamente a representação do comportamento do material. O modelo de Zheng (ZHENG et al., 2019) (Eq. 2.16) considera três estágios para representar a resposta de aços inoxidáveis. O modelo considera a proposta original de Ramberg e Osgood (1941) para tensões inferiores à tensão onde a deformação é de 0,2% e modelos adaptados no caso de tensões superiores à tensão onde a deformação é de 0,2%. Essa tensão é encarada como sendo a tensão de escoamento para o material, dada a ausência de ponto claro para a sua determinação.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n & 0 \leq \sigma \leq \sigma_{0,2} \\ \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^{n_2} & \sigma_{0,2} < \sigma \leq \sigma_{1,0} \\ \left( \frac{\sigma}{p} \right)^q & \sigma_{1,0} < \sigma \leq \sigma_u \end{cases} \quad (2.16)$$

$$\begin{cases} n_2 = n + \left( \frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{\sigma_{1,0} - \sigma_{0,2}} \right) (n_1 - n) \\ q = \frac{\ln \left( \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_{1,0}} \right)}{\ln \left( \frac{\sigma_u}{\sigma_{1,0}} \right)} \\ p = \frac{\sigma_{1,0}}{\sqrt[q]{\varepsilon_{1,0}}} \end{cases}$$

Recentemente um novo tipo de aço inoxidável foi inserido no mercado: trata-se do aço inoxidável de alta resistência S600E (SHU et al., 2020; WANG et al., 2021b; YI et al., 2021; ZHENG et al., 2020). O aço inoxidável de alta resistência S600E foi especialmente concebido

para apresentar propriedades mecânicas compatíveis com um aço de alta resistência e um custo reduzido em relação aos aços inoxidáveis atualmente utilizados no setor da construção civil. A tensão de escoamento nominal desse tipo de aço é superior a 600 MPa e o seu custo é 30% inferior ao aço austenítico S30408 (WANG et al., 2021a). Dado o caráter recente da introdução deste tipo de aço no mercado, as pesquisas acerca de sua utilização ou de suas propriedades mecânicas são escassas. Wang et al. (2021a) estudaram as propriedades mecânicas do aço S600E sob a ação de cargas monotônicas e cíclicas, com o objetivo de obter modelos constitutivos para esse aço por meio de ensaios de tração direta em corpos de prova feitos com o material. Os autores destacam que os resultados obtidos podem ser utilizados para modelagem em elementos finitos de membros, ligações e estruturas fabricadas com aço S600E. Suo et al. (2021) também realizaram ensaios de tração com corpos de prova do aço S600E com o objetivo de construir um modelo constitutivo capaz de representar o comportamento mecânico desse material. Wang et al. (2021a) utilizaram corpos de prova cilíndricos ao passo que Suo et al. (2021) utilizaram corpos de prova cilíndricos e retangulares.

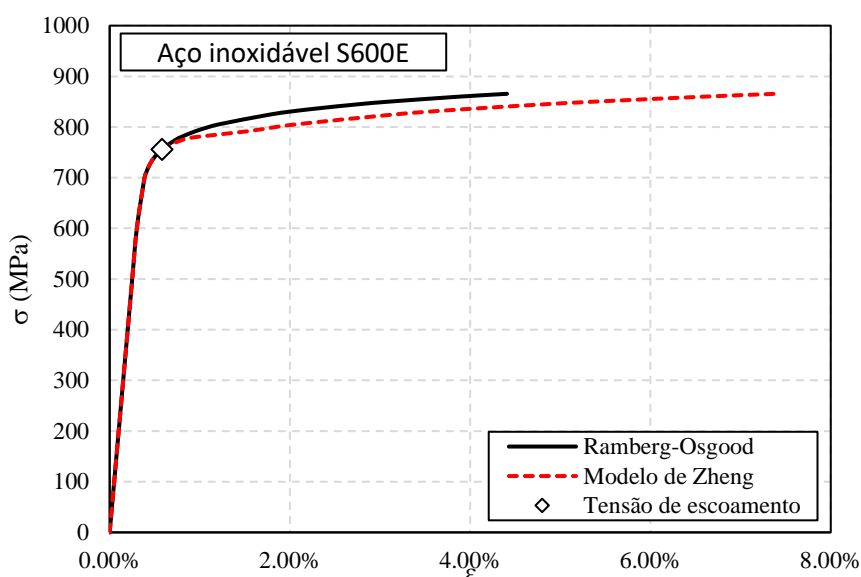
Por meio dos ensaios realizados, os autores obtiveram diversos parâmetros que possibilitam descrever o comportamento mecânico do material. Esses parâmetros são apresentados na Tabela 2.2, juntamente com valores típicos de outros aços inoxidáveis comumente utilizados. Os dados obtidos pelos autores mencionados podem ser utilizados para confeccionar curvas tensão-deformação com base em modelos constitutivos para o aço inoxidável presentes na literatura. De acordo com Suo et al. (2021), os ensaios realizados indicam que o aço inoxidável S600E exibe características claras de não linearidade material e a curva tensão-deformação obtida com os ensaios pode ser dividida em três estágios: um estágio elástico, um estágio de encruamento e um estágio de falha. O autor destaca que não se nota um estágio claro de escoamento, o que demonstra que o encruamento não linear ocorre imediatamente após o início do escoamento. Esse comportamento é esperado para um aço inoxidável, visto que, de acordo com Gardner (2019), apesar de existir uma grande variedade de aços inoxidáveis, esse tipo de material apresenta como característica principal uma curva tensão-deformação arredondada onde não há definição clara do ponto de escoamento.

A Figura 2.12 apresenta a curva tensão-deformação para o aço S600E considerando o modelo constitutivo de Zheng et al. (2019) ajustado por meio dos dados obtidos experimentalmente em Wang et al. (2021a) juntamente com o modelo de Ramberg-Osgood (RAMBERG; OSGOOD, 1941). Nota-se que o modelo de Ramberg-Osgood falha em representar o comportamento completo da curva, limitação essa, não perceptível no modelo de Zheng.

**Tabela 2.2 – Propriedades mecânicas de diferentes aços inoxidáveis**

Material	CP	Referência	$\sigma_{0,2}$ (MPa)	$\sigma_{1,0}$ (MPa)	$\sigma_u$ (MPa)
S600E	M1	Wang et al. (2021a)	727,09	771,40	848,97
	M2		784,67	811,36	881,86
	Média		755,88	791,38	865,42
	S20-V	Suo et al. (2021)	703,6	748,5	853,3
	S30-V		806,8	836,2	920,3
	S40-V		676,2	721,4	825,8
Média		728,9	768,7	866,5	
Austenítico S30408			230	260	540-750
Ferrítico S40900	Nominal	EN10088-2	210	260	380-560
Duplex S22253			460-500	-	700-950

Fonte: Autor (2023)

**Figura 2.12 – Curva tensão deformação do aço inoxidável S600E**

Fonte: Autor (2023)

## 2.5 IMPERFEIÇÕES INICIAIS

As imperfeições iniciais são importantes fatores a se considerar na análise do comportamento de estruturas de aço, sobretudo levando-se em conta os diversos processos industriais necessários para a fabricação destes elementos. Estes processos podem envolver

soldagem, laminação a quente ou a frio, e nos casos específicos de vigas alveolares, processos de corte em altas temperaturas. As imperfeições iniciais podem ser separadas em dois tipos: tensões residuais e imperfeições geométricas. O primeiro caso representa as tensões que ocorrem na estrutura, quando ainda não estão carregadas, e surgem usualmente no processo de produção dos perfis (CHACÓN; SERRAT; REAL, 2012). Já o segundo representa as possíveis curvaturas iniciais na estrutura após a sua fabricação.

As tensões residuais trazem diversos efeitos negativos no comportamento das vigas de aço, geralmente resultando na diminuição da rigidez da estrutura, o que leva ao escoamento precoce da seção e conseqüentemente à diminuição na capacidade de carga do perfil (CHACÓN; SERRAT; REAL, 2012). Diversos autores investigaram os efeitos das tensões residuais em perfis de aço, sobretudo em perfis de alma cheia (BARTH; WHITE, 1998; COUTO; VILA REAL, 2019; ROSSI et al., 2021a; SZALAI; PAPP, 2005). No que diz respeito às vigas alveolares, Sonck, Van Impe e Belis (2014) realizaram investigações a respeito dos efeitos das tensões residuais devido aos procedimentos específicos de fabricação de vigas com aberturas na alma. Para isso, desenvolveram medições através do método do seccionamento, um método destrutivo de relaxamento. Neste método busca-se quantificar a presença das tensões residuais com base na diferença entre as tensões antes e depois do processo de corte da seção.

Foram realizados testes em 4 vigas casteladas e 2 vigas celulares, e para obter resultados representativos de toda a estrutura, foram realizadas medições na parte sólida entre os alvéolos (montante da alma) e na seção transversal localizada nos pontos com aberturas. Através destas análises os autores concluíram que, para vigas produzidas a partir dos procedimentos padrões de fabricação, ou seja, através de um único corte seguido de soldagem, as tensões residuais na mesa apresentaram o mesmo comportamento tanto na porção central das aberturas quanto na parte sólida. Com base nestes resultados, os autores propuseram um modelo de tensões residuais para vigas alveolares fabricadas através do procedimento padrão, apresentado na Figura 2.13. Percebe-se no modelo proposto que a alma apresenta tensão residual constante de tração ( $\sigma_{res,alma}$ ), dada pela Equação 2.17. Já as mesas possuem uma distribuição linear de tensão residual, e estão sob tração na parte central e compressão nas extremidades.

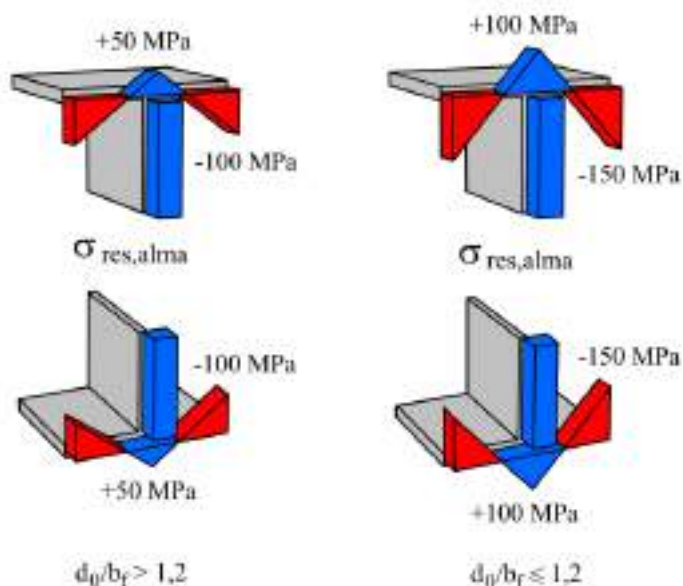
$$\sigma_{res,alma} = \frac{50b_f t_f}{(d - t_f - a_0)t_w} \quad (2.17)$$

Onde:

$b_f$  – Comprimento da mesa;  
 $t_f$  – Espessura da mesa;  
 $d$  – Altura total da viga;  
 $a_0$  – Altura da abertura senoidal;  
 $t_w$  – Espessura da alma.

No que se refere especificamente a vigas com aberturas senoidais na alma, não foram encontrados modelos na literatura que retratem o comportamento das tensões residuais resultantes do seu processo de fabricação. Nas análises numéricas conduzidas por Durif, Bouchair e Vassart (2013) e Nawar, Arafa e Elhosseiny (2020), ambas envolvendo vigas com este tipo de abertura, não foram utilizados modelos de tensões residuais, sendo as imperfeições iniciais do modelo representadas exclusivamente através das imperfeições geométricas. Devido a isto e considerando a importância das tensões residuais destacada em (SONCK; BELIS, 2017), optar-se-á pela utilização do modelo de Sonck (SONCK; VAN IMPE; BELIS, 2014) neste trabalho, assim como será descrito no capítulo sobre o modelo numérico utilizado.

**Figura 2.13 – Modelo de tensões residuais proposto por Sonck**



Fonte: Autor (2023)

As imperfeições geométricas também representam efeitos de redução na capacidade de carga das estruturas de aço. De acordo com Rossi et al. (2021b) a presença das imperfeições geométricas na estrutura faz com que os problemas usuais de flambagem se transformem em

problemas de carga-deslocamento, se opondo aos problemas típicos da estabilidade clássica. Dessa forma, a sua consideração nas análises numéricas é de fundamental importância para a correta previsão do comportamento de estruturas de aço.

## 2.6 PROCEDIMENTOS NORMATIVOS PARA O DIMENSIONAMENTO À FLT

### 2.6.1 Norma ANSI/AISC-370:2021

Os procedimentos normativos ao redor do mundo consideram diferentes formas de se estimar a capacidade resistente de vigas de aço inoxidável à falha por flambagem lateral com torção. A norma ANSI/AISC 370: 2021 considera um dimensionamento no regime elástico. No texto do código de projeto, o momento crítico é calculado considerando a determinação de uma tensão crítica (Eq. 2.18), que ao ser multiplicada pelo módulo elástico da seção fornece o resultado para o momento crítico. O equacionamento utilizado é intrinsecamente baseado na formulação apresentada por Timoshenko e Gere (1963), na qual o momento crítico é obtido considerando uma estrutura sob vínculo de garfo, com distribuição constante de momento fletor ao longo de seu vão livre.

$$F_{cr} = \frac{C_b \pi^2 E}{\left(\frac{L_b}{r_{ts}}\right)^2} \sqrt{1 + 0.078 \frac{J}{W_x h_0} \left(\frac{L_b}{r_{ts}}\right)^2} \quad (2.18)$$

$$r_{ts}^2 = \frac{\sqrt{I_y C_w}}{W_x} \quad (2.19)$$

$$C_b = \frac{12.5 M_{max}}{2.5 M_{max} + 3 M_A + 4 M_B + 3 M_C} \quad (2.20)$$

Onde:

$E$  : Módulo de elasticidade longitudinal;

$f_y$  : Tensão de escoamento do aço;

$J$ : Constante de torção

$W_x$  : Módulo elástico no eixo de maior inércia;

$h_0$  : Altura entre os centroides das mesas;

$F_{cr}$  : Tensão crítica;

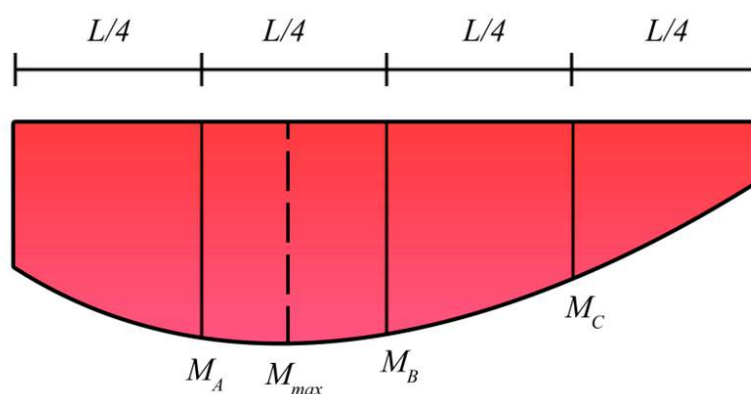
$L_b$  : Vão destravado da viga;

$I_y$  : Segundo momento de área no eixo de menor inércia;

$C_w$  : Constante de empenamento.

A variável  $C_b$  (Equação 2.20) presente na Equação 2.18 denota o fator de modificação da flambagem lateral com torção, um coeficiente de correção para distribuições de momento fletor não uniformes (o mesmo discutido no capítulo 2.2.1). Na Equação 2.20,  $M_{max}$  é o valor absoluto do momento máximo no segmento destravado;  $M_A$  é o valor do momento localizado a  $1/4$  do segmento;  $M_B$  é o valor do momento a  $3/4$  do segmento; e  $M_C$  é o valor do momento no ponto médio do segmento, conforme é apresentado na Figura 2.14.

**Figura 2.14 – Divisão do diagrama de momentos fletores para o cálculo do coeficiente  $C_b$**



Fonte: Autor (2023)

Uma vez determinada a tensão crítica, a capacidade resistente à FLT pode ser obtida por meio da Eq. 2.21. Destaca-se que  $\beta_{LT}$  denota o coeficiente de redução para a flambagem lateral com torção elástica, que pode ser determinado em função do tipo de aço inoxidável utilizado. Apenas dois tipos de aços inoxidáveis são apresentados no código de projeto. Para o aço inoxidável austenítico o fator  $\beta_{LT}$  é de 0,82 e para o aço inoxidável Duplex o fator  $\beta_{LT}$  é de 0,86.

$$M_{Rd} = \beta_{LT} F_{cr} W_x \quad (2.21)$$

A norma ANSI/AISC 370: 2021, embora destinada ao dimensionamento de estruturas de aço inoxidável, é extremamente semelhante à norma ANSI/AISC 360: 2016, que versa sobre dimensionamento de estruturas de aço-carbono. Apesar de pouco se encontrar na literatura sobre a aplicação da norma ANSI/AISC 370: 2021, dado seu caráter recente, diversas pesquisas avaliaram o procedimento apresentado na norma ANSI/AISC 360: 2016 para o

dimensionamento à FLT, o qual é essencialmente o mesmo da norma ANSI/AISC 370: 2021, exceptuando-se o fato da inexistência da constante  $\beta_{LT}$  ligada ao tipo de aço inoxidável a ser utilizado. Rossi et al. (2020a, 2020b), Tohidi e Sharifi (2015) e Kabir, Bhowmick (2018) compararam os resultados obtidos em simulações numéricas com o procedimento descrito na norma ANSI/AISC 360 para vigas de alma cheia. Os autores observaram que os resultados obtidos de forma analítica tendem a ser contra a segurança, em especial nos casos em que se consideram carregamentos aplicados fora do centro de cisalhamento da seção. Além disso, observaram que as maiores diferenças ocorreram para vigas com comprimentos menores, onde é possível perceber a intensificação da flambagem lateral com distorção.

Vale destacar que o procedimento descrito para a determinação da capacidade resistente à FLT na norma americana de estruturas de aço é usado como base para o procedimento normativo brasileiro (ABNT NBR 8800: 2008). Embora as versões mais recentes do procedimento americano tragam o cálculo rearranjado de modo a considerar a determinação de uma tensão crítica, o resultado a ser obtido é equivalente a se determinar o momento crítico com base na Equação 2.10. A Equação 2.10 é apresentada pelo procedimento normativo brasileiro para se calcular a capacidade resistente de vigas de aço suscetíveis à FLT em perfis bissimétricos. Ressalta-se que, semelhantemente à norma ANSI/AISC 360: 2016, a norma brasileira não faz menção ao uso de aços inoxidáveis.

### 2.6.2 Norma EUROCODE 3

A versão atual do EC3 (EN 1993-1-1:2005) apresenta uma formulação geral para a determinação do momento resistente de vigas sem restrições laterais, à FLT, dada pela Equação 2.22. O procedimento considera o cálculo de um fator de redução para a capacidade nominal de plastificação em vigas de aço.

$$M_{Rd} = \chi_{LT} Z_x \frac{f_y}{\gamma_{M1}} \quad (2.22)$$

Onde:

$M_{Rd}$  : Momento resistente de cálculo;

$\chi_{LT}$  : Fator de redução da capacidade de plastificação do perfil;

$Z_x$  : Módulo plástico da seção transversal;

$f_y$  : Tensão de escoamento do aço;



$\gamma_{M1}$  : Coeficiente de minoração da resistência;

O cálculo desse fator de redução leva em consideração o momento crítico das vigas, bem como fatores de imperfeição associados à sua fabricação. Atualmente este procedimento normativo encontra-se sob revisão e no atual rascunho do código de projeto (FPREN 1993 1-1, 2022) constam modificações em relação ao procedimento apresentado na versão vigente da norma (EN 1993-1-1:2005, 2005). No rascunho do novo código de projeto, o fator  $\chi_{LT}$  é calculado com base nas Equações 2.23 – 2.26. As modificações apresentadas pelo novo rascunho do EC3 com relação à FLT são baseadas no trabalho de Taras e Greiner (2010). Para o projeto de estruturas com aço inoxidável, as recomendações estão disponíveis no código de projeto EN 1993 1-4:2005, pertencente ao EC3. Neste procedimento normativo, a adaptação em relação a flambagem lateral com torção se dá por meio de um novo limite para a necessidade de verificação da estabilidade global ( $\bar{\lambda}_0$ ) e por meio de modificações no fator de imperfeição associado à escolha da curva de flambagem. Segundo esse procedimento, o valor de  $\alpha_{LT}$  deve ser adotado como 0,36 no caso de seções de aço formadas a frio e seções vazadas e de 0,76 para seções abertas soldadas ou seções que ainda não possuem estudos conclusivos disponíveis.

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1.0 \quad (2.23)$$

$$\phi_{LT} = 0.5 \left[ 1 + \eta^* + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (2.24)$$

$$\eta^* = \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_Z - \bar{\lambda}_0) \frac{\bar{\lambda}_{LT}^2}{\bar{\lambda}_Z^2} \quad (2.25)$$

$$\lambda_{LT} = \sqrt{\frac{Z_x f_y}{M_{cr}}} \quad (2.26)$$

Onde:

$\chi_{LT}$  : Fator de redução para FLT;

$\bar{\lambda}_0$  : Índice de esbeltez limitante;

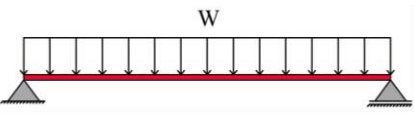
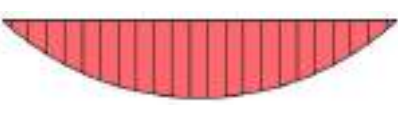
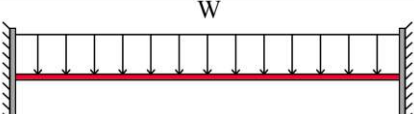
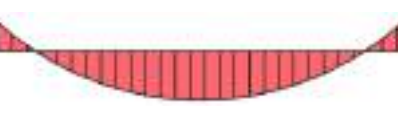
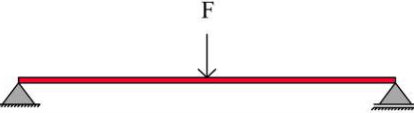
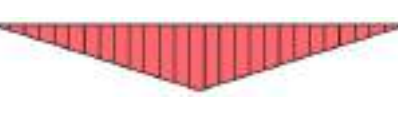
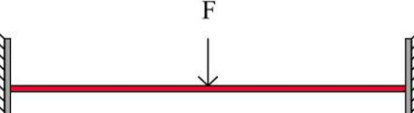
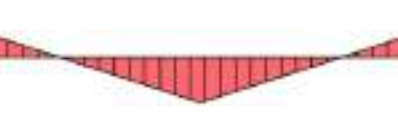

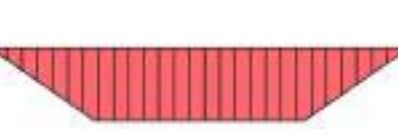
$\alpha_{LT}$  : Coeficiente de imperfeição do membro submetido à FLT.

Apesar de a versão atual do EC3 ou o rascunho da próxima versão não trazerem uma expressão para a determinação do momento crítico básico, é possível encontrar recomendações para seu cálculo nos anexos nacionais dos países que aderem à normatização, como em SN003A-EN-EU, 2008. O mesmo método também está presente em versões anteriores do EC3, como o ENV 1993 1-1:1992. Nestes documentos, para o caso de vínculo de garfo, o momento crítico é dado pela Equação 2.27.

$$M_{cr} = C_1 \frac{\pi^2 EI_y}{L_b^2} \left[ \sqrt{\frac{C_w}{I_y} + \frac{L_b^2 GJ}{\pi^2 EI_y} + (C_2 y_g)^2} - C_2 y_g \right] \quad (2.27)$$

Os valores das constantes C1 e C2 dependem das condições de carregamento, sendo C1 relacionado a forma do diagrama de momento fletor e C2 relacionado à posição de aplicação da carga na seção transversal. Já a variável  $y_g$  representa a distância do ponto de aplicação da carga até o centro de cisalhamento do perfil. A Tabela 2.3 apresenta os coeficientes C1 e C2 apresentados no anexo do código ENV 1993 1-1:1992.

**Tabela 2.3 – Coeficientes de correção apresentados pela norma ENV 1993 1-1:1992**

Condição de carregamento e apoio	Diagrama de momento fletor	C1	C2
		1,132	0,459
		1,285	1,562
		1,365	0,553
		1,565	1,267
		1,046	0,430

Fonte: Adaptado de ENV 1993 1-1:1992

Pesquisas na literatura avaliaram os resultados obtidos através do procedimento normativo vigente atualmente (EN 1993 1-4:2005). Ferreira, Rossi e Martins (2019)

compararam o procedimento com análises numéricas em vigas celulares e Rossi et al. (2020a, 2020b) compararam o mesmo com análises numéricas em vigas laminadas e soldadas de alma cheia. Ambos observaram que os resultados obtidos pelo EC3 são mais conservadores do que os apresentados pela norma americana. De acordo com os autores, apesar de serem contra a segurança em alguns casos, os resultados obtidos pelo EC3 consideram a altura de aplicação da carga na seção transversal. Devido a este fato, o procedimento descrito no EC3 apresentou uma melhor aproximação dos resultados obtidos de forma numérica em relação à ANSI/AISC 360.

### 2.6.3 Procedimentos Australianos AS/NZS 4673 e AS 4100:1998 R2016

O procedimento normativo australiano para estruturas de aço inoxidável AS/NZS 4673 se vale da utilização da abordagem de módulo tangente para determinar a capacidade resistente de vigas de aço sujeitas a falha por flambagem lateral com torção. O módulo tangente é utilizado para o cálculo do momento crítico  $M_{cr}$  (Equação 2.28) e faz com que o processo se torne inerentemente iterativo. A determinação do módulo tangente (Equação 2.29) requer o cálculo da tensão de flambagem inelástica  $f_{ib}$  (Equação 2.30), a qual depende da determinação do momento crítico  $M_{cr}$ . Apesar de o procedimento apresentado na norma australiana restringir a resistência do membro às suas propriedades elásticas, a consideração da abordagem de módulo tangente leva em conta o parâmetro de encruamento  $n$ , o que torna possível a consideração da não linearidade intrínseca ao comportamento de aços inoxidáveis (ANWAR-US-SAADAT; ASHRAF, 2018).

$$M_{cr} = C_b \frac{E_t}{E_0} \sqrt{\frac{\pi^2 E_0 I_y}{L_b^2} \left( GJ + \frac{\pi^2 E_0 C_w}{L_b^2} \right)} \quad (2.28)$$

$$E_t = \frac{f_y E_0}{f_y + 0.002 n E_0 \left( \frac{f_{ib}}{f_y} \right)^{n-1}} \quad (2.29)$$

$$f_{ib} = \frac{M_{cr}}{W_x} \quad (2.30)$$

Onde:

$E_t$  : Módulo de elasticidade tangente;

$n$  : Coeficiente de encruamento do aço;

$f_{ib}$  : Tensão de flambagem inelástica.

No entanto, o código AS/NZS 4673 foi revogado em 2021. Dessa forma, o código vigente para a determinação da capacidade resistente a FLT de estruturas de aço inoxidável passou a ser a norma AS4100:1998 R2016 , desenvolvida para projetos de estruturas de aço carbono. Esse código passa a ser o vigente, dado a inexistência de um procedimento normativo destinado exclusivamente para estruturas de aço inoxidável no presente momento no país. A norma australiana AS 4100:1998 R2016 traz em seu texto que o momento resistente nominal no caso de estruturas sem restrições laterais e com abas simétricas deve ser determinado com base na Equação 2.31.

$$M_{Rk} = \alpha_m \alpha_s M_{pl} \leq M_{pl} \quad (2.31)$$

Os parâmetros  $\alpha_m$  e  $\alpha_s$  representam o fator de modificação do momento fletor (Equivalente ao coeficiente  $C_b$ ) e o fator de redução da esbeltez, respectivamente, e são dados pelas equações a seguir:

$$\alpha_m = \frac{1.7M_{max}}{\sqrt{[(M_A)^2 + (M_B)^2 + (M_C)^2]}} \quad (2.32)$$

$$\alpha_s = 0.6 \left[ \sqrt{\left[ \left( \frac{M_{pl}}{M_{cr}} \right)^2 \right] + 3} - \left( \frac{M_{pl}}{M_{cr}} \right) \right] \quad (2.33)$$

A variável  $M_{cr}$  é o momento de flambagem de referência, dado pela Equação 2.34. A norma prevê também a possibilidade de utilização de um valor determinado em uma análise de flambagem elástica.

$$M_{cr} = \sqrt{\left[ \left( \frac{\pi^2 EI_y}{l_e^2} \right) \left[ GJ + \left( \frac{\pi^2 EC_w}{l_e^2} \right) \right] \right]} \quad (2.34)$$

Onde  $l_e$  é o comprimento efetivo, dado pela Equação 2.35.

$$l_e = k_t k_l k_r L_b \quad (2.35)$$

As constantes  $k_t$ ,  $k_l$ ,  $k_r$  representam fatores de consideração da restrição ao giro, posição de aplicação da carga e restrição de rotação lateral, respectivamente. A norma especifica também que o fator de restrição de rotação lateral deve ser assumido como menor que a unidade apenas nos casos em que atuam nos apoios da estrutura restrições que efetivamente impedem a rotação lateral. Nos casos em que a restrição ao giro ocorre nas duas extremidades de apoio ou apenas em uma, o fator  $k_t$  deve ser tomado como 1,0. Já o fator  $k_l$  deve ser tomado como 1 no caso de cargas aplicadas no centro de cisalhamento; 1,4 quando posicionadas na mesa superior em vigas com as duas extremidades restringidas e igual a 2,0 nos casos de estruturas com uma das extremidades não restringida.

Ellobody (2011, 2012) analisou os resultados fornecidos por este procedimento normativo em relação às vigas casteladas e celulares. O autor observou que os resultados obtidos pela norma eram conservadores para vigas que tinham como modo de falha exclusivamente a FLT, enquanto para vigas com modos de falha combinados, como a flambagem lateral com distorção, os resultados foram contra a segurança. Conclusões qualitativas semelhantes foram obtidas por Ferreira, Rossi e Martins (2019) e Rossi et al. (2020a, 2020b).

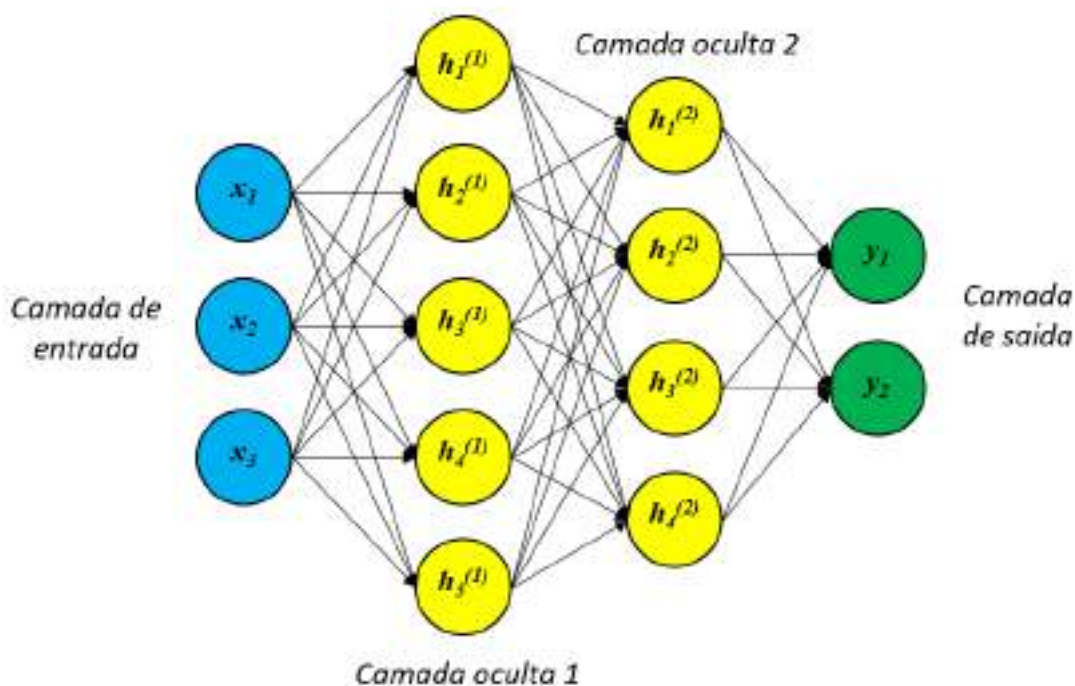
## 2.7 REDES NEURAIS ARTIFICIAIS

O conceito de Redes Neurais Artificiais (RNA) foi introduzido há décadas (MAIER; DANDY, 2000), no entanto, foi apenas a partir de 1990 que sua utilização começou a se tornar popular. O conceito inicial do que posteriormente ficou conhecido como neurônio artificial foi proposto por McCulloch e Pitts (1943). A ideia consistia em um modelo com uma ou mais entradas binárias (ativado/desativado) e uma saída binária (ativado/desativado). Dessa forma, o neurônio artificial proposto realiza a ativação de sua saída quando um número arbitrário de entradas está ativo (GÉRON, 2019). Esse modelo inicial, por mais simples que fosse, demonstrou-se capaz de construir redes de neurônios artificiais capazes de computar diferentes tipos de proposições lógicas. Com o avanço da temática, em 1957 foi inventado o Perceptron, (ROSENBLATT, 1958), uma das mais simples arquiteturas de Redes Neurais. O modelo é baseado no neurônio artificial de McCulloch e Pitts (1943), no entanto, com números no lugar de entradas e saídas binárias de ativado/desativado. Nesse novo modelo, as conexões com os neurônios de entrada são associadas à pesos, de modo que o Perceptron é responsável por computar a soma ponderada dos sinais de entrada e aplicar uma função intermediária à essa soma e apresentar o resultado de saída. Esse conceito evoluiu para as atuais arquiteturas de

Redes Neurais, utilizadas nos dias de hoje, que recebem o nome de Perceptron multicamadas. As RNAs dessa natureza são uma das técnicas mais utilizadas de Inteligência Artificial (AI), de modo que a premissa básica de sua construção é a de mimetizar o cérebro humano (JUAN; VALDECANTOS, 2022).

Uma rede Perceptron multicamadas é composta por uma camada de entrada, uma ou mais camadas intermediárias de neurônios e uma camada de neurônios de saída. Todas as camadas são interligadas, de forma sucessiva, sendo que usualmente as camadas intermediárias são denominadas de camadas ocultas. A Figura 2.15 consiste em uma representação de uma Rede Neural do tipo Perceptron multicamadas com uma camada de entrada, duas camadas ocultas e uma camada de saída. Durante muitos anos, desde a concepção do modelo de Redes Neurais, pesquisadores buscaram formas de treinar as redes do tipo Perceptron multicamada, no entanto, sem sucesso (GÉRON, 2019). Contudo em 1986, foi introduzido o algoritmo de treinamento de retropropagação por Rumelhart, Hinton e Williams (1986), o qual é usado até os dias de hoje. O algoritmo utiliza uma técnica eficiente para realizar o treinamento da rede neural, com base em dois passos, os quais levam à determinação de cada um dos pesos associados às conexões das camadas, de modo a reduzir o erro associado ao modelo de treinamento (GÉRON, 2019). O processo é iterativo, de tal forma que sua repetição ocorre até que ocorra a convergência da rede para a solução do problema.

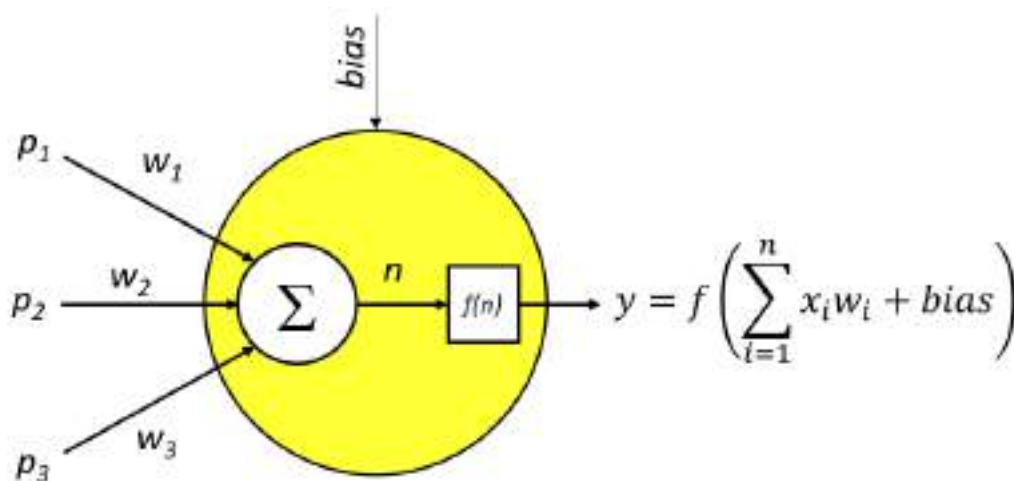
**Figura 2.15 – Representação de uma Rede Neural Artificial**



Fonte: Autor (2023)

As redes neurais artificiais do tipo Perceptron multicamadas podem ser utilizadas para uma série de diferentes aplicações, dentre as quais se destaca a criação de modelos de regressão. Com base em um conjunto de dados previamente existente com parâmetros de entrada e respostas associadas a cada um destes parâmetros, é possível treinar uma Rede Neural para obter os pesos associados aos diferentes neurônios das camadas ocultas da rede. A partir disso, em um processo iterativo, a rede é capaz de definir os valores de pesos capazes de prever os valores de saída com base nos valores de entrada fornecidos. Desse modo, os neurônios são responsáveis por receber os dados de entrada ( $x$ ), e com base nos pesos das conexões ( $w_i$ ), estimar uma resposta de saída ( $y$ ), a qual depende por sua vez da chamada função de ativação ( $f(n)$ ) (Figura 2.16). A função de ativação é responsável por realizar a transformação não linear do sinal de entrada dos neurônios. A utilização de uma função de transformação não linear é necessária para permitir aos neurônios aprender comportamentos complexos, visto que caso fosse realizada uma transformação linear apenas, as Redes Neurais seriam essencialmente modelos de regressão linear.

**Figura 2.16 – Representação de um Neurônio Artificial**



Fonte: Autor (2023)

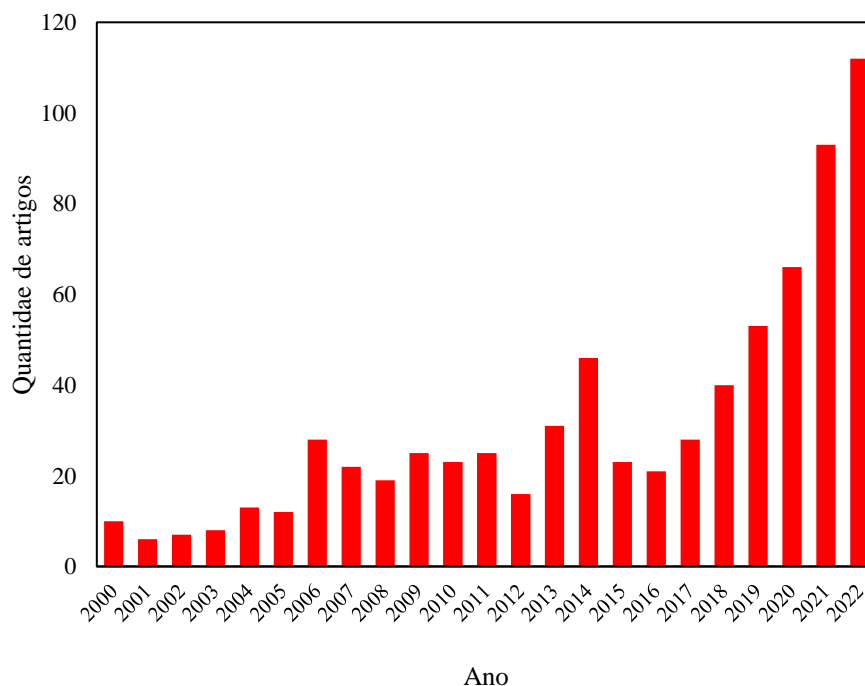
Diferentes funções podem ser utilizadas como funções de ativação, no entanto uma das mais comuns é a função logística ou sigmoide (Equação 2.36). Essa é uma função especialmente interessante para redes cuja resposta precisa ser sempre positiva. Contudo, outros exemplos de funções de ativação podem ser encontrados na prática do treinamento de redes neurais, como a tangente hiperbólica, exponencial normalizada (*Softmax*) e a função gaussiana.

$$f(n) = \frac{1}{1 + e^{-x}} \quad (2.36)$$

Uma peça central do treinamento de redes neurais é o chamado otimizador. Os otimizadores são algoritmos destinados a minimizar a função erro do problema de treinamento. Esses algoritmos são funções matemáticas que possuem a finalidade de alterar os pesos das camadas ocultas de modo a viabilizar a redução do erro e conseqüentemente o aprendizado iterativo da rede. Diferentes tipos de algoritmos otimizadores podem ser encontrados na literatura como o *Adaptive moment estimation* (KINGMA; BA, 2015), *Adaptive gradient optimizer* (DUCHI; HAZA; SINGER, 2011) e *Stochastic gradient descent* (KIEFER; WOLFOWITZ, 1952; ROBBINS; MONRO, 1951).

A utilização das Redes Neurais artificiais em problemas de engenharia é extremamente ampla e apresentou um significativo crescimento ao longo dos últimos anos. Nota-se por conseqüência, o crescimento dessa utilização no contexto específico das estruturas de aço, conforme exemplifica a Figura 2.17. Os dados foram obtidos por meio da base de dados *Scopus* ao se realizar a busca associada dos termos “*Artificial Neural Networks*” e “*Steel Structures*” nos campos de título, resumo e palavras-chave dos artigos na base de dados, desde o ano de 2000.

**Figura 2.17 – Quantidade de artigos em função do ano de publicação**



Fonte: Autor (2023)



De modo geral, os trabalhos disponíveis na literatura utilizam uma abordagem integrada entre simulações em elementos finitos e técnicas de aprendizado de máquina para permitir a predição de algum fator de interesse no comportamento de estruturas de aço. Usualmente, esse fator de interesse é a capacidade de carga do elemento estrutural. Limbachiya e Shamass (2021) desenvolveram um extenso estudo paramétrico do comportamento de vigas celulares submetidas à falha por flambagem do montante da alma (FMA). Com base nesse estudo, desenvolveram por meio de Redes Neurais uma formulação para a determinação da força cortante resistente de vigas celulares. Os autores utilizaram redes neurais com uma camada oculta e 3 neurônios artificiais. Destaca-se que possuíam uma base de dados com 304 resultados numéricos, os quais foram utilizados como parâmetros de entrada e saída para a criação do modelo de cálculo por meio de Redes Neurais.

Técnica semelhante foi utilizada por Hosseinpour, Sharifi e Sharifi (2020) para a determinação da capacidade resistente de vigas de aço casteladas submetidas à falha por flambagem lateral com torção. Os autores utilizaram redes neurais com 3 neurônios e 1 camada oculta. Para realizar o treinamento da Rede Neural foram utilizados resultados provenientes de 480 modelos em elementos finitos desenvolvidos por meio do software ABAQUS. Semelhantemente ao trabalho de Limbachiya e Shamass (2021), Hosseinpour, Sharifi e Sharifi (2020), obtiveram por meio do treinamento, uma formulação destinada à obtenção da capacidade resistente do elemento estrutural estudado. Destaca-se, no entanto, que alternativas mais sofisticadas podem ser empregadas, como por exemplo, a construção de softwares baseados em inteligência artificial destinados à predição da capacidade resistente desses elementos. Nesse sentido, Degtyarev e Tsavdaridis (2022) desenvolveram uma aplicação web para a determinação da capacidade resistente de vigas celulares com base em algoritmos de aprendizado de máquina. A aplicação foi desenvolvida com base no treinamento dos algoritmos de aprendizado de máquina com dados obtidos por meio de simulações em elementos finitos.

Desse modo, nota-se na literatura um amplo uso da simulação em elementos finitos para a criação de bancos de dados, os quais posteriormente podem ser utilizados para a criação de modelos de predição com as mais variadas técnicas de aprendizado de máquina, dentre as quais, se destaca a utilização das Redes Neurais Artificiais.

## 3 METODOLOGIA

Pretende-se com o presente trabalho realizar um extenso estudo paramétrico envolvendo vigas alveolares com aberturas na alma em padrão senoidal fabricadas com aço inoxidável de alta resistência por meio de análises numéricas. Portanto, a pesquisa possui natureza exploratória, com a finalidade de compreender o comportamento de estruturas deste tipo submetidas à FLT. Em relação as amostras que compõem o estudo, foram realizadas análises em 18 perfis de abas paralelas duplamente simétricos do tipo IPE (perfil I europeu) em diversos comprimentos, que variam de 2 m e 45 m. Com isso, buscou-se cobrir uma gama considerável de perfis, de modo a obter resultados representativos do comportamento deste tipo de estrutura. Foram considerados ainda diversos padrões de abertura senoidal, ao se alterar tamanhos de abertura vertical e longitudinal. Para a realização das análises foi utilizado o pacote comercial de análise de estruturas por elementos finitos ABAQUS 6.14, pertencente à *Dassault Systèmes*. Antes de realizar o estudo paramétrico, foram realizadas análises numéricas com a finalidade calibrar o modelo numérico, de modo a validar a proposta de modelo adotada. Já no estudo paramétrico, foram realizadas duas etapas: análise de estabilidade elástica e análise não linear inelástica com imperfeições.

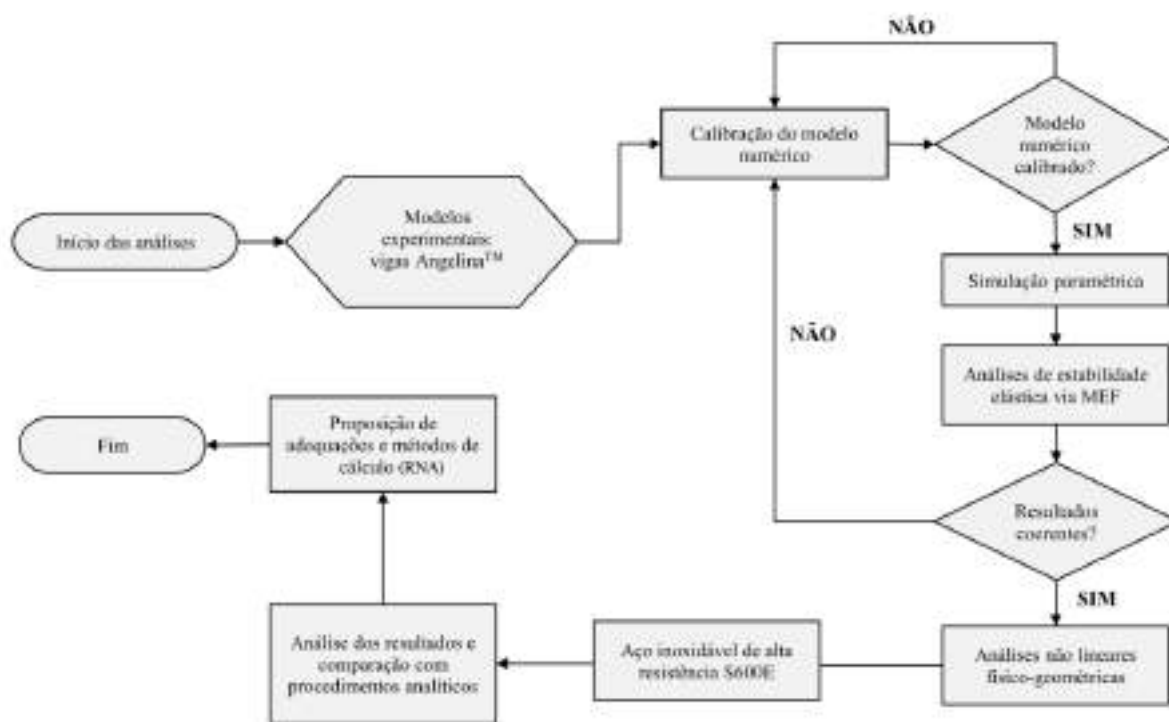
Na análise de estabilidade elástica, foi avaliada a influência dos parâmetros geométricos da seção transversal e das aberturas, bem como o efeito das condições de carregamento na resposta das vigas em relação ao momento crítico elástico. Para tanto, foram analisadas 7 condições de carregamento, considerando a aplicação de efeitos desestabilizante, neutro e estabilizante na estrutura. Na segunda etapa, foi avaliada a capacidade última deste tipo de estrutura com a utilização do aço inoxidável de alta resistência. Para isso, foram realizadas análises não lineares considerando as não linearidades física e geométrica. A análise de estabilidade elástica foi realizada por meio do método de perturbação linear *buckle*, no qual é possível estimar a carga crítica de flambagem (ponto de bifurcação) através da obtenção de autovalores e autovetores.

Para a realização da análise não linear inelástica foram consideradas as imperfeições iniciais do modelo, tanto físicas quanto geométricas. As imperfeições físicas foram representadas pelo uso de tensões residuais, as quais foram aplicadas em conjuntos de elementos previamente definidos. Já as imperfeições geométricas foram representadas

utilizando a normalização da deformada (autovetor) apresentada na análise de estabilidade elástica, sendo este o modelo inicial para a análise não linear.

Para a análise de dados, os resultados numéricos foram comparados com os procedimentos analíticos disponíveis para o cálculo do momento crítico elástico e do momento último de estruturas de aço submetidas à FLT. Com isto foram confeccionados gráficos e realizada uma análise estatística com os dados, visando compreender melhor o comportamento exibido nas análises numéricas em comparação com os procedimentos analíticos e normativos. Possibilitando assim a proposição de adaptações e metodologias de cálculo possivelmente mais eficientes em relação aos métodos atualmente existentes. A Figura 3.1 apresenta um fluxograma das etapas realizadas no presente trabalho.

**Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia a ser empregada**



Fonte: Autor (2023)

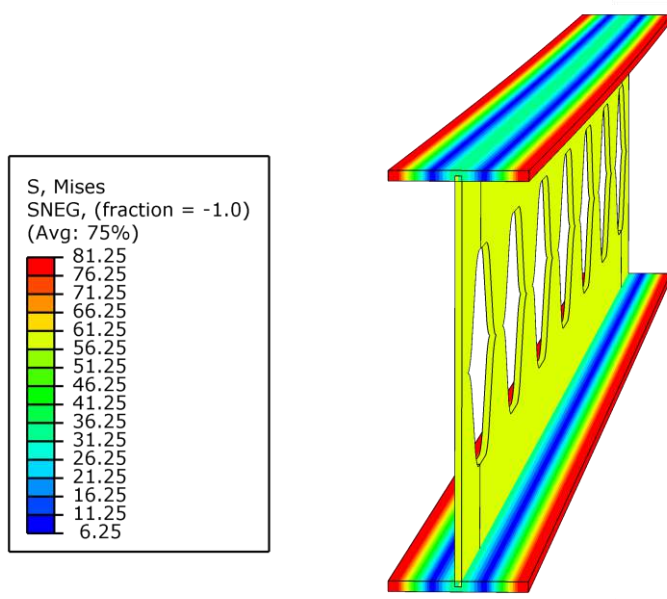
### 3.1 MODELO NUMÉRICO

O estudo foi desenvolvido no *software* ABAQUS por meio de análises lineares de flambagem e análises não lineares físico-geométricas. Para a realização da análise de flambagem, foi utilizada a análise do tipo autovalor-autovetor, por meio do método de

perturbação linear *buckle* presente na biblioteca do *software*. Por meio deste tipo de análise é realizada a determinação de autovalores e autovetores que correspondem à carga crítica de flambagem e à configuração deformada da estrutura, respectivamente. Esse tipo de análise é usualmente empregada para a estimativa de cargas críticas de flambagem (ponto de bifurcação do equilíbrio), portanto, é perfeitamente adequada aos objetivos do presente trabalho. As simulações foram efetuadas considerando um aço com módulo de elasticidade de 200 GPa e coeficiente de Poisson de 0,3. Já para a análise não linear foi utilizada a análise estática, por meio do procedimento iterativo de solução simultânea de carga e deslocamento *Arc Length*. O método foi aplicado por meio do step *static, Riks* presente no *software* ABAQUS. Nessa etapa foram incluídas as imperfeições iniciais no modelo, bem como foram consideradas as não linearidades: física (comportamento de plasticidade do aço S600E) e geométrica.

As imperfeições iniciais nos modelos foram representadas por meio da inserção de tensões residuais e de uma curvatura inicial nos modelos. As tensões residuais foram implementadas utilizando o modelo de Sonck et al. (2012). Para inserir as tensões residuais no *software* ABAQUS, a mesa superior e inferior do perfil foi dividida em faixas. Em cada uma dessas faixas foi aplicado um valor de tensão inicial de modo a representar a distribuição de tensões residuais do modelo adotado. Para a inserção desses valores de tensão inicial foi utilizada a *keyword* “\*INITIAL CONDITIONS, TYPE=STRESS” nos arquivos de *input* das análises. A Figura 3.2 apresenta a divisão em faixas de um perfil avaliado no presente estudo.

**Figura 3.2 – Distribuição de tensões residuais por meio de faixas no modelo numérico**



Fonte: Autor (2023)

A curvatura inicial foi representada por meio da utilização do primeiro modo de instabilidade da análise linear de flambagem, normalizado por um valor de  $L/1000$ . Dessa forma, na análise não linear considera-se como geometria inicial, o primeiro modo de instabilidade obtido na análise do tipo *buckling*. Desse modo, produz-se uma ligeira curvatura no perfil, suficiente para caracterizar a existência de imperfeições geométricas, usuais em perfis de aço. Para implementar essa curvatura inicial foi utilizada a *keyword* “\*IMPERFECTION” nos arquivos de *input* de cada uma das análises.

Para a definição das condições de contorno do problema, foi simulado o vínculo de garfo. Este tipo de vínculo é usual em ensaios de flexão em vigas de aço, principalmente ao se estudar o comportamento de estruturas sujeitas à falha por flambagem lateral com torção. Dessa forma, foram restringidos os deslocamentos horizontais (U1) nas extremidades das mesas, bem como a rotação longitudinal destes pontos (UR3). Além disso, foram restringidos os deslocamentos verticais (U2) nos pontos que formam a alma da estrutura, nas duas extremidades. Como o vínculo de garfo se assemelha à condição de viga simplesmente apoiada, os dois apoios são considerados como sendo, um de primeiro gênero e outro de segundo gênero. Dessa forma, em uma das extremidades o deslocamento longitudinal (U3) foi impedido, ao passo que na outra extremidade ele foi mantido livre.

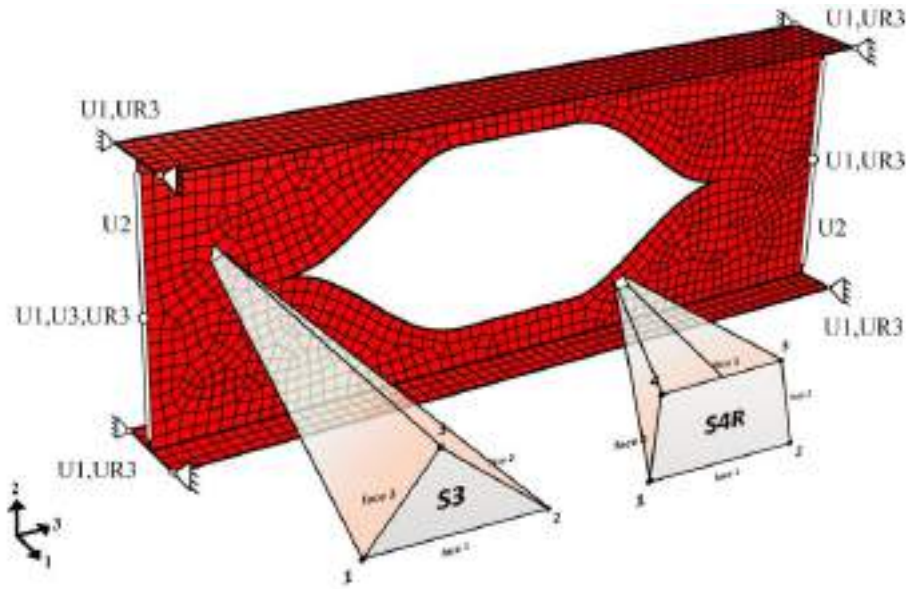
A Figura 3.3 ilustra as condições de contorno utilizadas. Condições idênticas ou semelhantes foram utilizadas em outros trabalhos disponíveis na literatura (DE CARVALHO; ROSSI; MARTINS, 2022; FERREIRA; ROSSI; MARTINS, 2019; PANEDPOJAMAN; SAE-LONG; CHUB-UPPAKARN, 2016; ROSSI et al., 2020a, 2020b; SONCK; BELIS, 2015).

A Figura 3.3 também apresenta a configuração escolhida para a malha do modelo. Foram adotados elementos de casca dos tipos S3 e S4R, os quais são elementos triangulares e quadrilaterais, respectivamente. A malha foi utilizada em configuração livre com tamanho médio dos elementos de 10 mm.

Essa configuração foi definida após realização de um teste de sensibilidade de malha. A Figura 3.4 apresenta os resultados do teste realizado. Foram avaliadas malhas com dimensões de 50, 40, 30, 20, 10 e 5 mm em configuração livre e estruturada. Observou-se que não há diferença significativa entre a utilização de malha livre e malha estruturada, sendo que a utilização de malha estruturada apenas aumenta a quantidade de elementos, sem ganho significativo na melhora dos resultados obtidos para o modelo. Percebeu-se também que bons resultados podem ser obtidos com a malha de 10 mm, sendo este, definido como o tamanho de

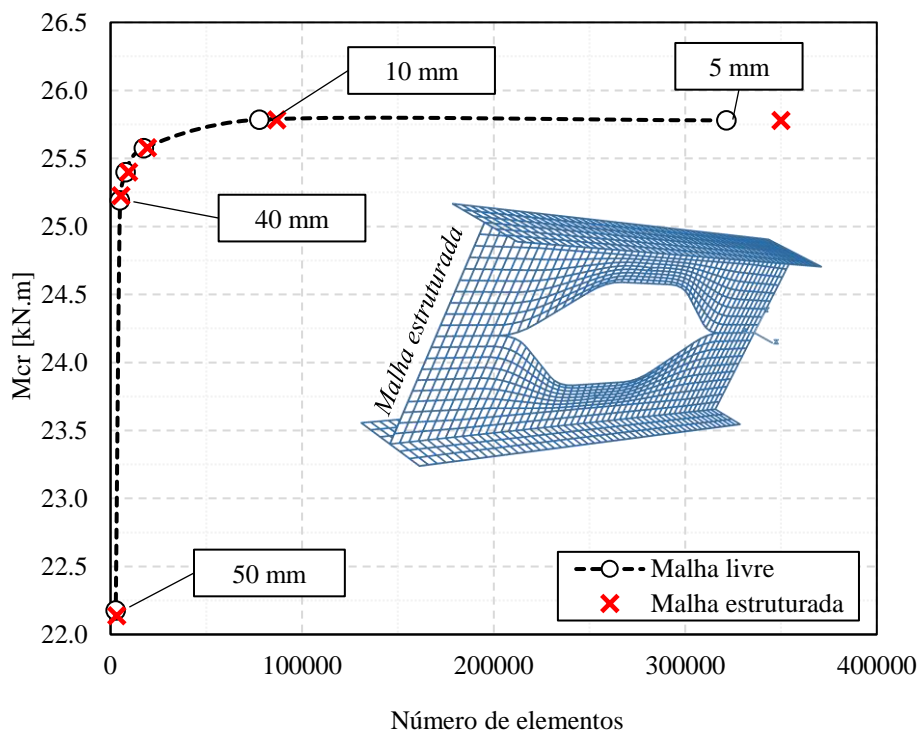
malha padrão para a realização da análise paramétrica. O teste de sensibilidade de malha foi realizado em um perfil IPE 270 com 12 m de comprimento.

**Figura 3.3 – Condições de contorno adotadas no modelo numérico**



Fonte: Autor (2023)

**Figura 3.4 – Teste de sensibilidade de malha**



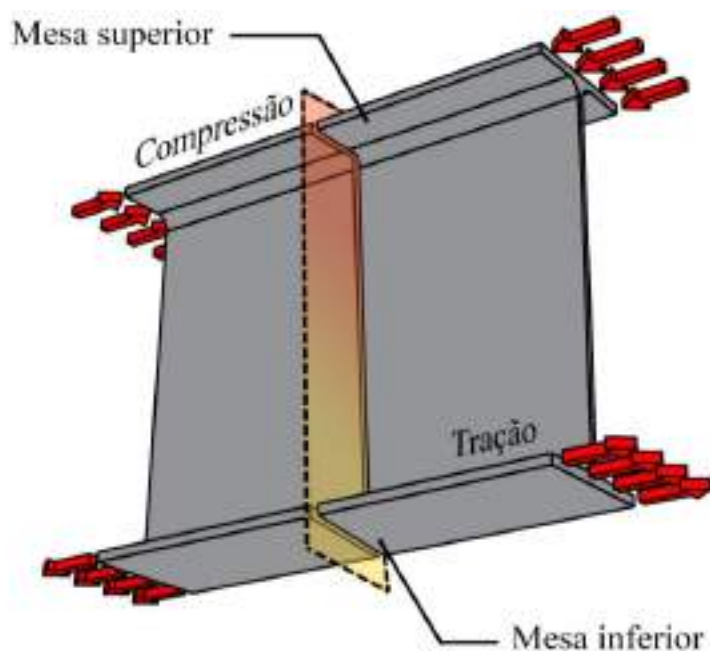
Fonte: Autor (2023)

Em relação à carga aplicada na estrutura, em um primeiro momento buscou-se empregar momento constante ao longo do vão da estrutura. Isto foi feito por meio da aplicação de um binário de forças, sendo estas forças de compressão na mesa superior e de tração na mesa inferior. Dessa forma, é respeitada a condição de carregamento para a obtenção da solução básica para o momento crítico elástico (TIMOSHENKO; GERE, 1963). As forças foram aplicadas nas extremidades da viga, conforme ilustra a Figura 3.5. A carga foi aplicada com valor unitário, com a finalidade de se obter o momento crítico de flambagem como resposta nos autovalores fornecidos como resultado da análise em elementos finitos.

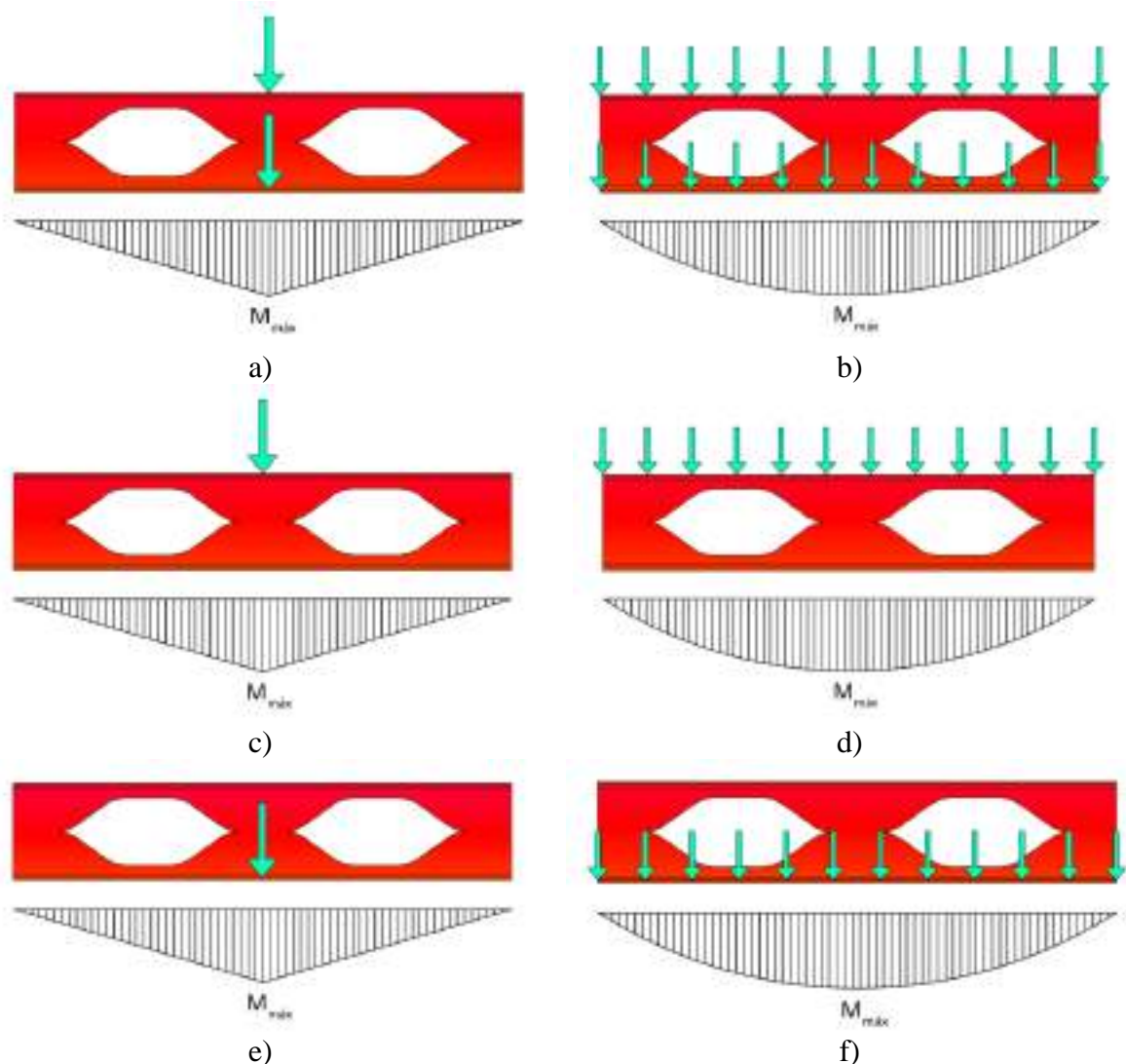
Além do momento constante, foram analisadas outras 6 condições de carregamento na análise de estabilidade elástica, sendo elas: carga concentrada no centro do vão, com efeito neutro; carga distribuída, efeito neutro; carga concentrada, efeito desestabilizante; carga distribuída, efeito desestabilizante; carga concentrada, efeito estabilizante e carga distribuída, efeito estabilizante. Essas condições são ilustradas na Figura 3.6.

Para a análise não linear físico-geométrica foram consideradas apenas as situações de carregamento desestabilizantes e a aplicação de momento constante. Isto pois, essas são as situações de carregamento mais críticas. Além disso, a aplicação de carga na mesa superior da estrutura é a condição mais comum em projetos de engenharia.

**Figura 3.5 – Aplicação de momento constante na estrutura**



Fonte: Autor (2023)

**Figura 3.6 – Condições de carregamento para os gradientes de momento fletor**

Fonte: Autor (2023)

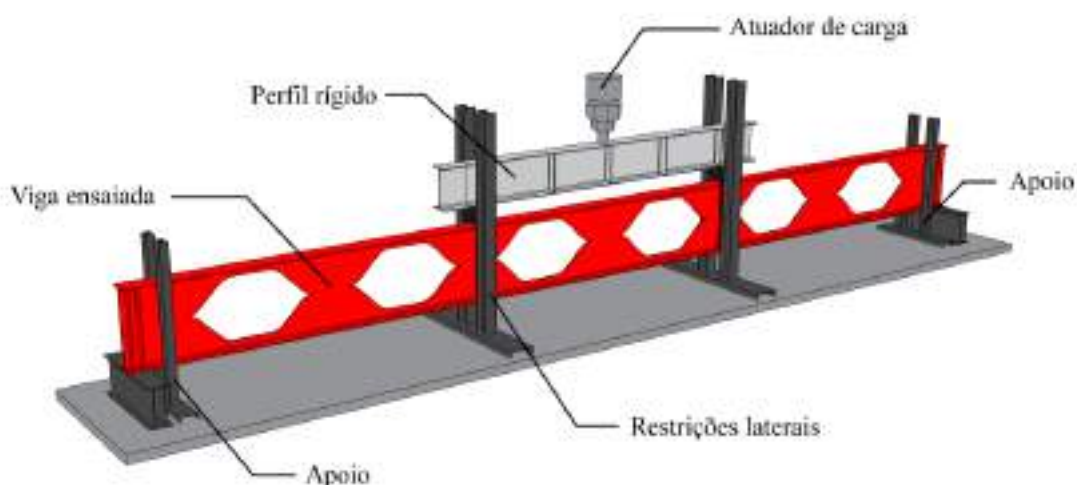
### 3.1.1 Calibração do modelo numérico

Para se verificar as condições adotadas no modelo numérico, foram efetuados alguns estudos de sensibilidade em conjunto com a calibração do modelo. Para a realização destes estudos foram utilizados os ensaios experimentais executados por Durif, Bouchair e Vassart (2013) e Nseir et al. (2012). Durif, Bouchair e Vassart (2013) realizaram testes em 3 modelos de vigas alveolares com aberturas em padrão senoidal, buscando avaliar o seu comportamento e os modos de falha locais que poderiam surgir com a variação dos tamanhos de abertura. Para isso, consideraram três situações: aberturas de tamanho pequeno, médio e grande. Nseir et al. (2012) executaram ensaios experimentais em duas vigas celulares e uma Angelina<sup>TM</sup>, com o

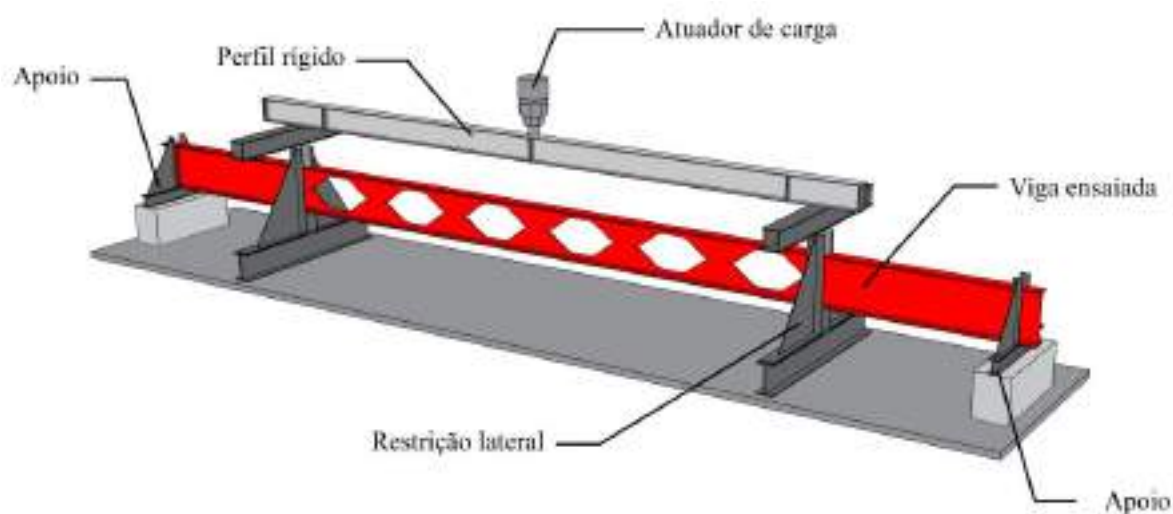


objetivo de analisar o comportamento delas quanto a FLT. No entanto, para a calibração do modelo numérico deste artigo foi utilizado apenas o modelo Angelina<sup>TM</sup>. Os modelos utilizados no experimento de Durif, Bouchair e Vassart (2013) foram nomeados de AS012, AS016 e AS018 e a nomenclatura foi mantida neste trabalho, enquanto a viga ensaiada por Nseir et al. (2012) foi nomeada neste estudo de ANGL. As características das vigas utilizados para a calibração do modelo numérico são expostas na Tabela 3.1 e a Figura 3.7 apresenta a configuração dos ensaios experimentais executados pelos autores mencionados.

**Figura 3.7 – Esquema dos ensaios experimentais utilizados na validação**



(a) Durif e Vassart (2013)



(b) Nseir et al. (2012)

**Tabela 3.1 – Configurações geométricas das vigas utilizadas na validação**

Viga	L (mm)	d (mm)	b <sub>f</sub> (mm)	t <sub>f</sub> (mm)	t <sub>w</sub> (mm)	a <sub>0</sub> (mm)	s (mm)	w (mm)	f <sub>y</sub> (MPa)	f <sub>u</sub> (MPa)
AS012	10778	675	190	14,6	9,4	450	638	205	499	624
AS016	10028	735	190	14,6	9,4	570	420	350	320	454
AS018	6978	507,5	180	13,5	8,6	215	325	202	468	590
ANGL	11000	518,2	160,5	11,9	8,1	380	350	200	286	400

Fonte: Autor (2023)

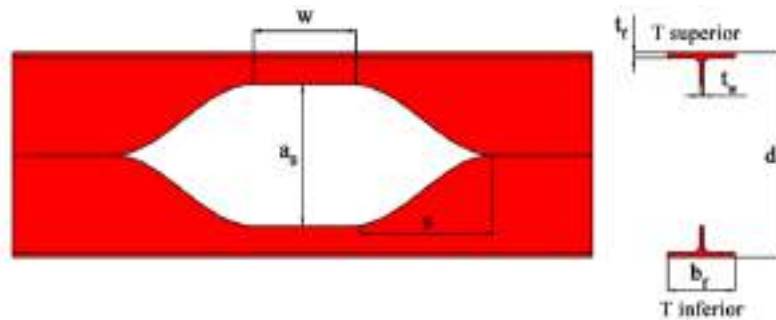
### 3.2 ESTUDO PARAMÉTRICO

A análise paramétrica foi concebida visando estudar um grande número de situações possíveis para as vigas de aço com aberturas em padrão senoidal. Dessa forma, os modelos foram criados de modo a possibilitar a análise de um amplo espectro de variáveis. Dentre as variáveis da seção transversal foram analisados o efeito da alteração em: altura da seção ( $d$ ), largura da mesa ( $b_f$ ), espessura de alma ( $t_w$ ) e de mesa ( $t_f$ ). Foi analisado também o efeito da mudança das propriedades da abertura senoidal. Dois parâmetros foram estudados, a altura da abertura ( $a_0$ ) e o comprimento da parte reta da abertura ( $w$ ), permanecendo com relação fixa o comprimento da parte senoidal ( $s$ ), ou seja, a relação entre o parâmetro  $s$  e a altura do perfil base não foi variada, embora ela se altere a depender do perfil base estudado.

Para o estudo dos parâmetros alveolares, optou-se pela normalização em função da altura inicial do perfil base ( $d_0$ ), de modo que na análise paramétrica a altura do alvéolo é expressa pela relação  $a_0/d_0$  e o comprimento da parte reta é expresso pela relação  $w/d_0$ . O comprimento da parte senoidal ( $s$ ) foi definido como sendo igual à altura do perfil base ( $d_0$ ). Um outro fator de extrema importância analisado foi o vão livre dos elementos, visto que é a principal variável ligada à esbeltez global, a qual, por sua vez, é um dos parâmetros chaves no estudo do comportamento de estabilidade em vigas de aço. A Figura 3.8 apresenta a nomenclatura das dimensões de um perfil com abertura em padrão senoidal.

No trabalho em questão foram desenvolvidos dois estudos paramétricos independentes. O primeiro deles tem a finalidade de avaliar o comportamento do momento crítico em vigas alveolares com aberturas em padrão senoidal e permitir a sua comparação com propostas analíticas de cálculo e a posterior adaptação dessas propostas.

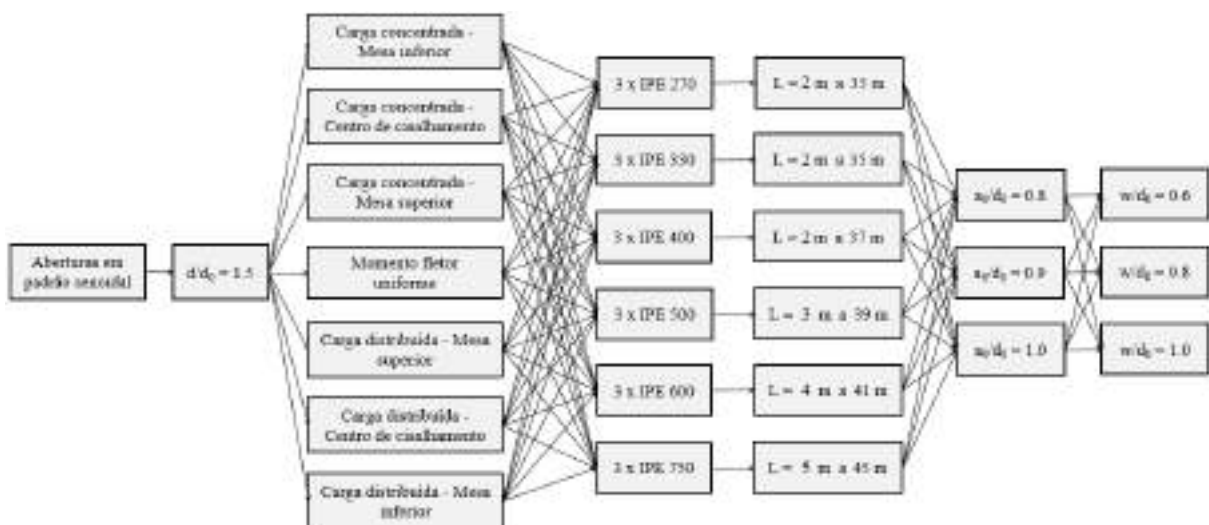
**Figura 3.8 – Dimensões de uma viga com abertura senoidal**



Fonte: Autor (2023)

Para isso, foram avaliados 18 perfis com dimensões comerciais. Os perfis são bissimétricos do tipo IPE (perfil europeu) e foram escolhidos de modo a proporcionar 6 conjuntos de perfis. Cada um destes conjuntos é composto de 3 perfis que possuem aproximadamente a mesma altura de seção transversal e diferentes valores de esbeltez da seção, de acordo com as suas espessuras de alma ( $t_w$ ) e de mesa ( $t_f$ ). Para cada um dos 18 perfis foram avaliados entre 34 e 41 comprimentos, 3 valores de altura de abertura e 3 valores de comprimento da parte reta da abertura. Os comprimentos foram definidos para proporcionar no mínimo a alocação de duas aberturas, formando a região do montante da alma entre elas. Dessa forma, os comprimentos variam entre 2 metros e 45 metros. Considera-se ainda, a aplicação de 7 diferentes condições de carregamento, para cada uma das situações previamente descritas. Com isto, foram analisados 41580 modelos em elementos finitos no estudo paramétrico primário.

**Figura 3.9 – Fluxograma das análises realizadas no estudo primário**



Fonte: Autor (2023)

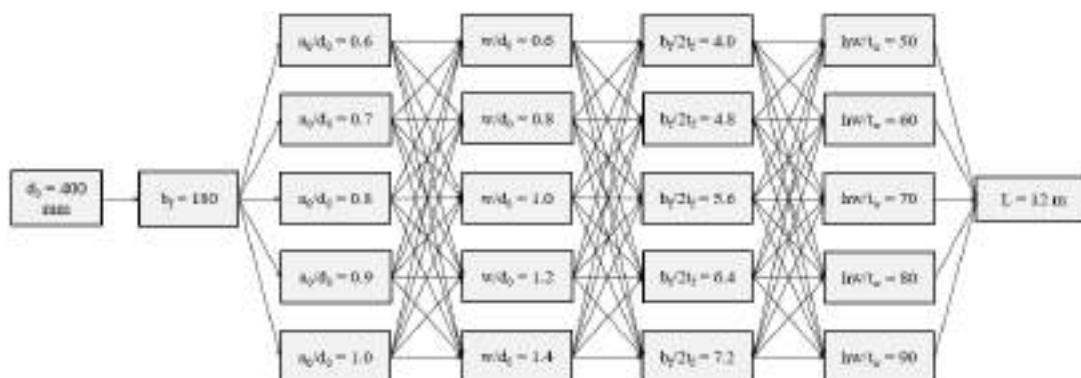
A Figura 3.9 apresenta um fluxograma detalhado dos parâmetros analisados, bem como os valores utilizados para a variação destes parâmetros. Vale destacar que a razão de expansão do perfil foi de 1,5, ou seja, o perfil alveolar é 50% maior do que o perfil base utilizado para a sua fabricação. A Tabela 3.2 apresenta as dimensões e características de cada um dos perfis utilizados no estudo paramétrico, bem como a esbeltez de alma ( $h/t_w$ ) e de mesa ( $b_f/2t_f$ ) dos perfis. Já o segundo estudo paramétrico foi realizado com o objetivo de se avaliar de forma completamente independente os parâmetros envolvidos e possibilitar a análise do efeito causado pela variação de cada um destes parâmetros.

**Tabela 3.2 – Dimensões em mm dos perfis utilizados no estudo paramétrico**

<b>Perfil</b>	<b>d</b>	<b>d<sub>0</sub></b>	<b>b<sub>f</sub></b>	<b>t<sub>w</sub></b>	<b>t<sub>f</sub></b>	<b>b<sub>f</sub>/2t<sub>f</sub></b>	<b>h/t<sub>w</sub></b>
IPE A 270	400,5	267	135	5,5	8,7	7,76	69,65
IPE 270	405	270	135	6,6	10,2	6,62	58,27
IPE O 270	411	274	136	7,5	12,2	5,57	51,55
IPE A 330	490,5	327	160	6,5	10	8,00	72,38
IPE 330	495	330	160	7,5	11,5	6,96	62,93
IPE O 330	501	334	162	8,5	13,5	6,00	55,76
IPE A 400	595,5	397	180	7	12	7,50	81,64
IPE 400	600	400	180	8,6	13,5	6,67	66,63
IPE O 400	606	404	182	9,7	15,5	5,87	59,28
IPE A 500	745,5	497	200	8,4	14,5	7,25	94,64
IPE 500	750	500	200	10,2	16	6,25	70,39
IPE O 500	759	506	202	12	19	5,32	60,08
IPE A 600	895,5	597	220	9,8	17,5	6,29	87,81
IPE 600	900	600	220	12	19	5,79	71,83
IPE O 600	915	610	224	15	24	4,67	57,80
IPE 750 x 147	1129,5	753	265	13,2	17	7,79	82,99
IPE 750 x 173	1143	762	267	14,4	21,6	6,18	76,38
IPE 750 x 196	1155	770	268	15,6	25,4	5,28	70,78

Fonte: Autor (2023)

No estudo paramétrico primário, por exemplo, foram utilizados perfis comerciais e, dado este fato, a variação de esbeltez da alma e da mesa foi realizada de forma conjunta, ao se alterar o tipo de perfil. Dessa forma, no estudo paramétrico secundário essas relações de esbeltez foram avaliadas de forma independente. Mais além, foi fixado um comprimento e uma altura de perfil e foram avaliados 5 valores para cada um dos parâmetros. Dessa forma, totalizando  $7 \times 5^4 = 4375$  modelos em elementos finitos. A Figura 3.10 apresenta um fluxograma detalhado do estudo paramétrico secundário. Vale destacar que se considera para cada uma das situações apresentadas na Figura 3.10 a aplicação das 7 condições de carregamento previamente apresentadas.

**Figura 3.10 – Fluxograma das análises realizadas no estudo paramétrico secundário**

Fonte: Autor (2023)

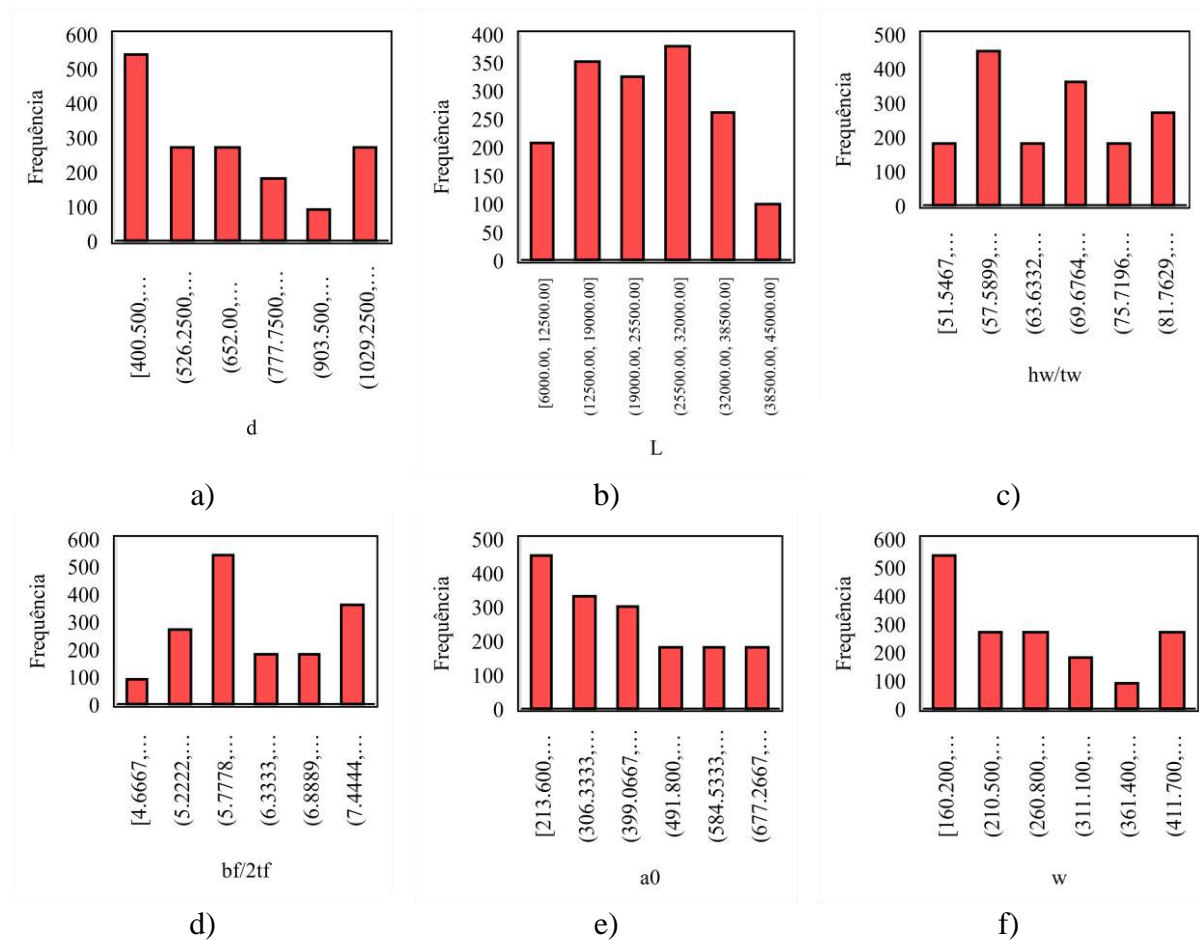
Com o amplo estudo paramétrico proposto foram criados 45955 modelos em elementos finitos, por meio do software ABAQUS. A análise de flambagem linear foi realizada em todos os modelos mencionados. No entanto, a análise não linear físico-geométrica foi realizada em apenas alguns destes modelos. Foram considerados os modelos com cargas na mesa superior e aplicação de momento constante, bem como não foi avaliada a alteração da parte reta da abertura senoidal ( $w$ ) na análise não linear físico-geométrica. Essa consideração foi realizada devido ao fato de que após a realização das análises de estabilidade elástica, seguindo a parametrização apresentada neste capítulo, verificou-se que esse parâmetro possui pouca influência sobre o comportamento do perfil. Dessa forma, para as análises não lineares físico-geométricas foram realizadas 5940 análises seguindo o estudo paramétrico primário. As análises do estudo paramétrico secundário foram efetuadas apenas considerando a aplicação de carga concentrada na mesa superior, dessa forma totalizando 625 análises. Com isto, foram realizadas ao todo, 6565 análises não lineares físico-geométricas. Somando-se as análises lineares de flambagem e as análises não lineares físico-geométricas foram realizadas ao todo 52520 simulações em elementos finitos. Todas as simulações em elementos finitos foram realizadas com o uso de 3 computadores com processador Intel Core i7, com 16 processadores lógicos e 1 computador com processador AMD Ryzen 9, com 24 processadores lógicos.

### 3.3 MODELAGEM POR REDES NEURAIS ARTIFICIAIS

A estrutura de uma Rede Neural Artificial é composta de diversas camadas compostas por Neurônios. Os Neurônios da Camada Oculta recebem os sinais da Camada de Entrada e estes sinais são multiplicados por pesos específicos, relacionados à sua influência na Camada

de Saída (FLOOD, 2008). No processo é realizada uma soma ponderada dos sinais que produzem nível significativo de atividade na resposta final (JUAN; VALDECANTOS, 2022). Por se tratar de um processo iterativo, a Rede Neural consegue aprender com os dados de entrada, de modo a representar com fidelidade os dados de saída. Isto ocorre pois durante o treinamento da Rede Neural, os valores dos pesos (até então desconhecidos) são obtidos a partir de valores iniciais randômicos, até que a aproximação do valor de saída seja realizada (CHOJACZYK et al., 2015). Dessa forma, para se construir uma Rede Neural com capacidade de predição eficiente é necessário que os dados de entrada sejam representativos e possuam quantidade suficiente. Os dados de entrada que utilizados para o treinamento da Rede Neural a ser apresentada neste trabalho são os parâmetros dos modelos numéricos pertencentes ao estudo paramétrico primário, considerando a análise não linear físico-geométrica, totalizando 5940 modelos para a composição do banco de dados. A distribuição das variáveis dos perfis é apresentada na Figura 3.11.

**Figura 3.11 – Distribuição dos dados de entrada para o treinamento da RNA**



Como variável de saída foi considerado o momento último dos modelos. Com base no treinamento da Rede Neural foi desenvolvido um software gráfico, de modo a viabilizar a utilização da Rede Neural treinada. foi realizado um estudo de sensibilidade no procedimento de treinamento com a finalidade de definir os parâmetros fundamentais de treinamento. Dentre os parâmetros avaliados, incluem-se: a função de ativação dos neurônios nas camadas ocultas, a quantidade de camadas ocultas, a quantidade de neurônios nessas camadas e o otimizador do processo de treinamento, ou seja, o algoritmo responsável por estimar os pesos das camadas ocultas.

Cinco diferentes algoritmos de otimização foram avaliados e o seu desempenho no processo de treinamento foi utilizado como critério de escolha para o treinamento final. Os otimizadores avaliados foram: *Adaptive moment estimation*; *Scaled gradient descent*; *Adaptive gradient optimizer*; *Follow the regularized leader* e *Root mean square propagation*. Dentre as funções de ativação consideradas, destaca-se a função sigmoide, tangente hiperbólica e exponencial normalizada. Outras funções foram testadas, porém não foi obtido sucesso no processo de treinamento. Dessa forma, apenas as três funções de ativação mencionadas foram comparadas entre si. Outro parâmetro chave no processo de treinamento é a quantidade de neurônios nas camadas ocultas. Visando definir o número ideal para ser utilizado no treinamento foram avaliadas redes neurais com quantidade de neurônios variando entre 2 e 12 neurônios. Todos os resultados do processo de escolha da configuração de rede neural são apresentados na Seção 4.4. A tabela 3.3 resume os parâmetros avaliados.

**Tabela 3.3 – Parâmetros avaliados no treinamento da RNA**

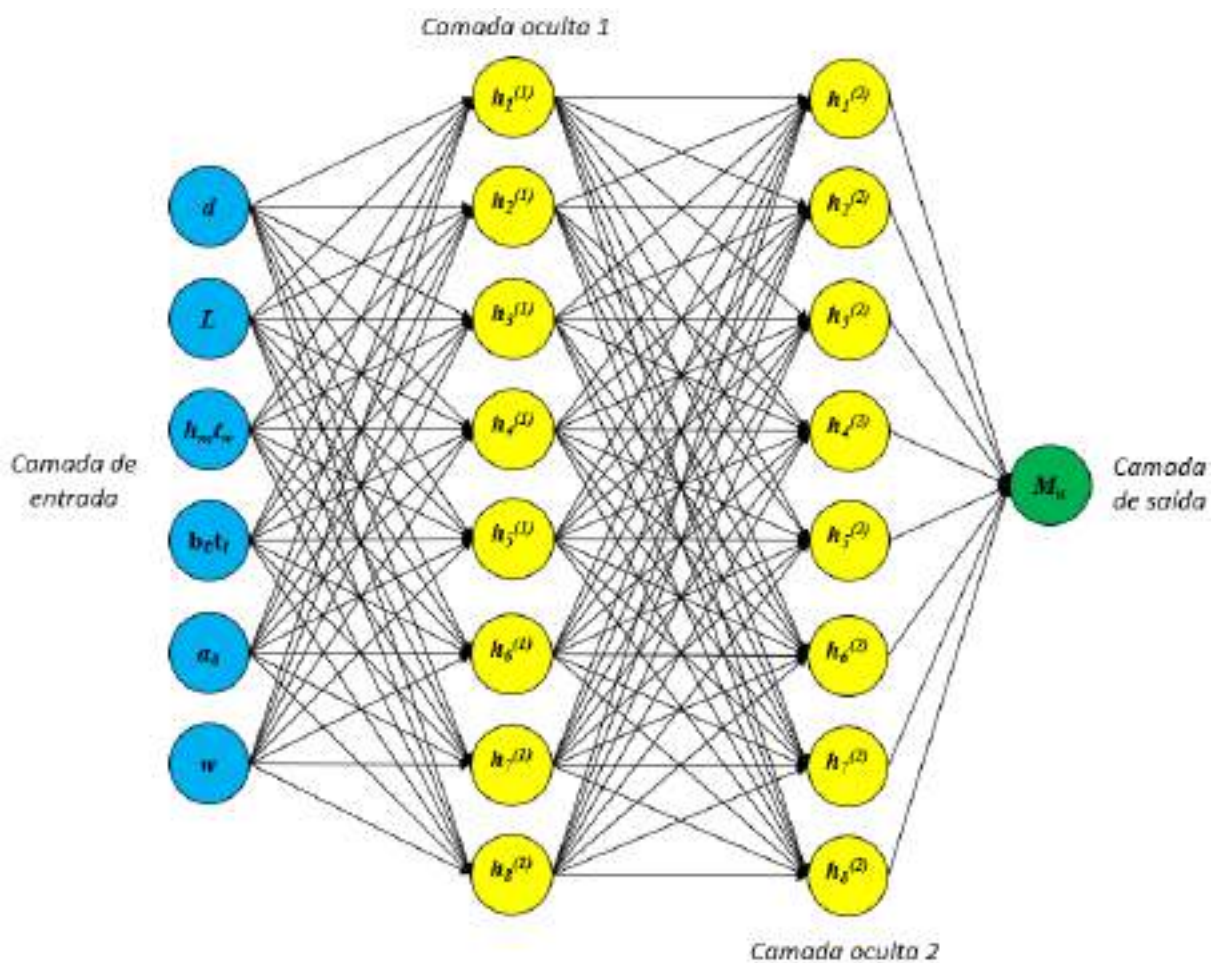
<b>Parâmetro</b>	<b>Qtd.</b>	<b>Opções avaliadas</b>
Função de ativação	3	<i>Adaptive moment estimation</i> ; <i>Scaled gradient descent</i> ; <i>Adaptive gradient optimizer</i> ; <i>Follow the regularized leader</i> e <i>Root mean square propagation</i>
Otimizador	5	2; 4; 6; 8; 10 e 12
Quantidade de neurônios	6	Tangente hiperbólica, sigmoide e exponencial normalizada

Fonte: Autor (2023)

Embora trabalhos que possuem objetivos semelhantes disponíveis na literatura utilizem uma arquitetura de Rede Neural mais simples, com menos neurônios, destaca-se que o volume de dados deste trabalho é consideravelmente maior, se comparado à maioria dos trabalhos

disponíveis na literatura, devido à grande quantidade de modelos. Dessa forma, adotou-se a arquitetura mencionada. A estrutura da Rede Neural treinada é representada na Figura 3.12. A Rede Neural foi implementada e treinada utilizando a linguagem de programação *Python*. O treinamento foi efetuado em um computador com processador AMD Ryzen 9, com 24 processadores lógicos.

**Figura 3.12 – Estrutura básica definida para a Rede Neural treinada.**



Fonte: Autor (2023)



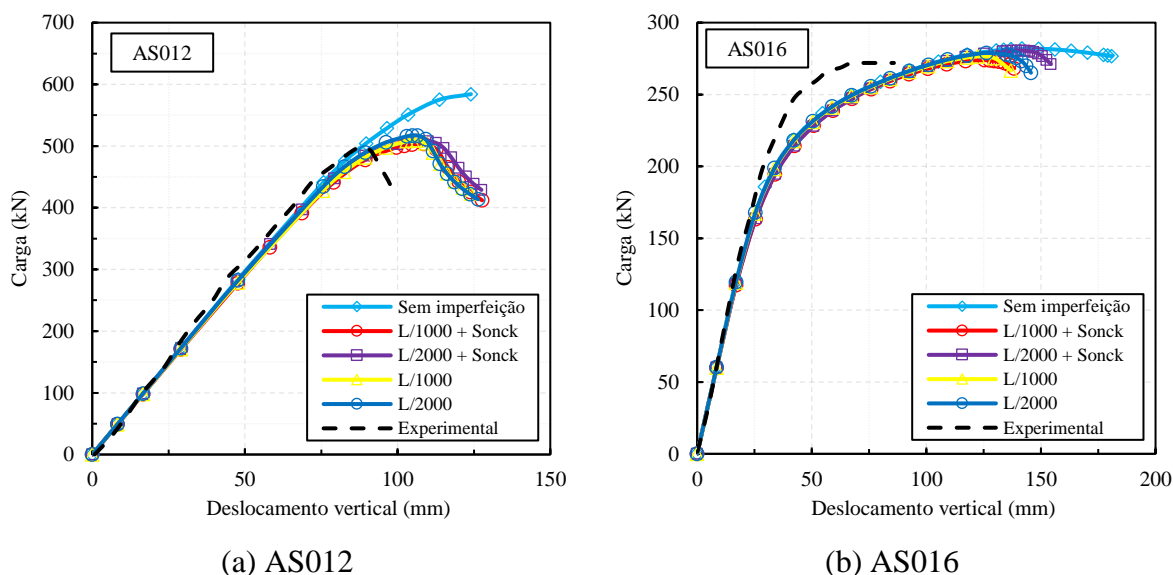
## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 4.1 CALIBRAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Para verificar o modelo numérico, foi analisada a interação entre as tensões residuais e a imperfeição geométrica inicial, avaliando e comparando sua resposta aos resultados experimentais. Para tanto, foi utilizado o modelo de tensões residuais proposto Sonck, Van Impe e Belis (2014) e dois tipos de imperfeição geométrica, com valores de  $L/1000$  e  $L/2000$ . Os resultados obtidos são expostos na Figura 4.1. Vale destacar que o deslocamento vertical considerado localiza-se na porção central do vão do elemento estrutural.

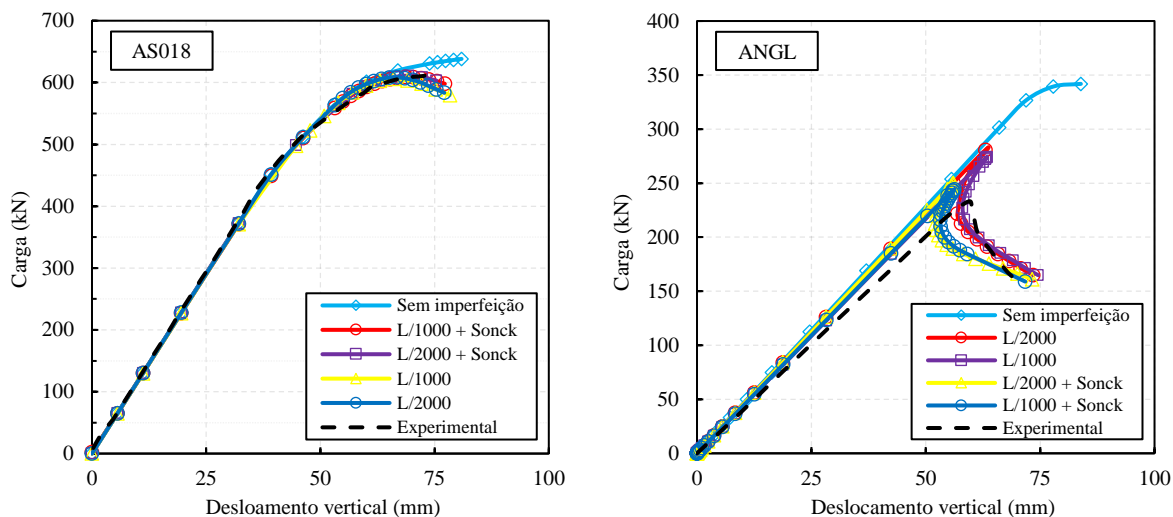
Por meio das análises realizadas, foi possível observar boa adequação da hipótese de utilização do modelo de tensões residuais de Sonck, Van Impe e Belis (2014) e imperfeição geométrica de  $L/1000$ . A relação entre as cargas críticas do modelo numérico e do modelo experimental ( $P_{cr,num}/P_{cr,exp}$ ) foi de 1,02, 1,00, 0,98 e 1,04, para os modelos AS012, AS016, AS018 e ANGL, respectivamente, sendo a diferença máxima obtida entre os resultados de 3,9%, ao se considerar a utilização da imperfeição geométrica de  $L/1000$ .

**Figura 4.1 – Comparação entre as curvas carga-deslocamento numéricas e experimentais**



(a) AS012

(b) AS016



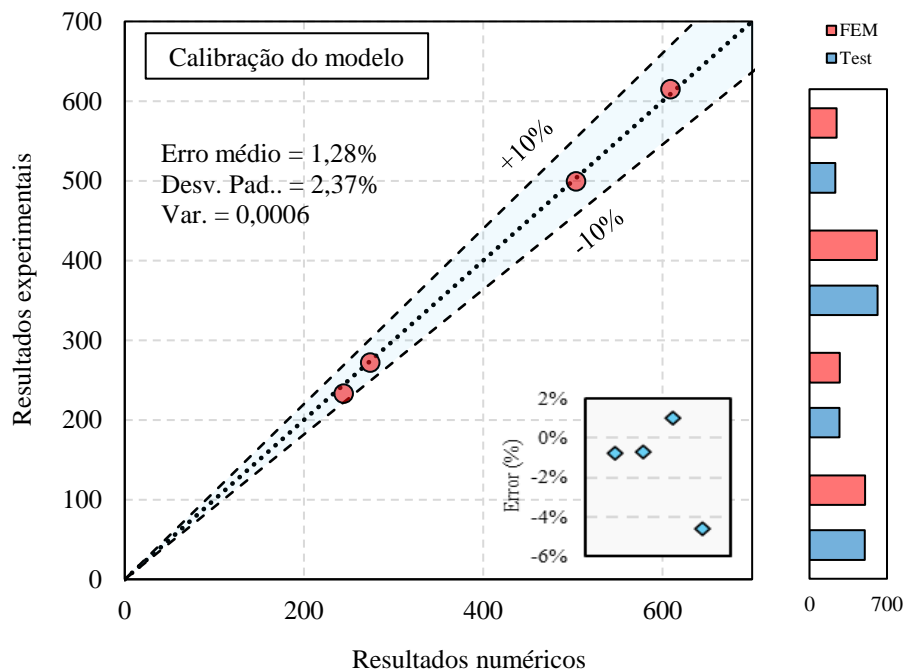
(c) AS018

(d) ANGL

Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.2 apresenta graficamente a proximidade entre as cargas últimas numéricas e experimentais para o modelo numérico adotado. Com base nos resultados apresentados, portanto, considera-se o modelo numérico como validado, o que permite sua utilização para a realização do estudo paramétrico.

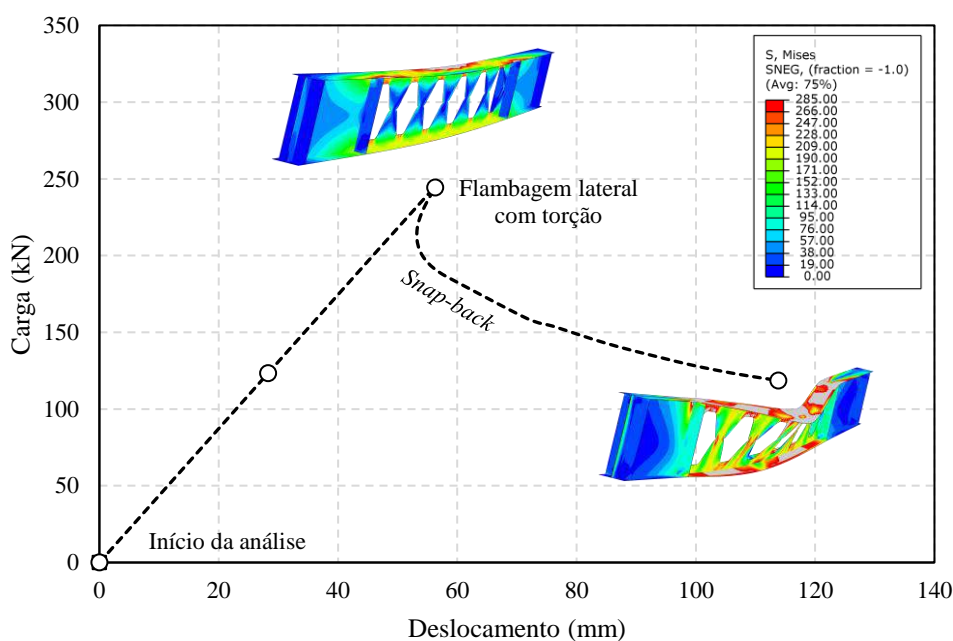
**Figura 4.2 – Comparação entre as cargas últimas numéricas e experimentais**



Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.3 apresenta a trajetória de equilíbrio para a viga ANGL obtida com o modelo adotado após a análise de sensibilidade e calibração. Nota-se que a estrutura chegou à falha devido a flambagem lateral com torção. No ponto de carga máxima, observa-se no modelo o surgimento de tensões superiores à tensão de escoamento na porção central da mesa superior, que evoluem para o escoamento de diversas partes do modelo conforme a análise prossegue. Nota-se que após atingido o pico de carga da estrutura, ocorre um comportamento denominado *snap-back*, o qual consiste no surgimento de pontos limites de deslocamento na trajetória de equilíbrio.

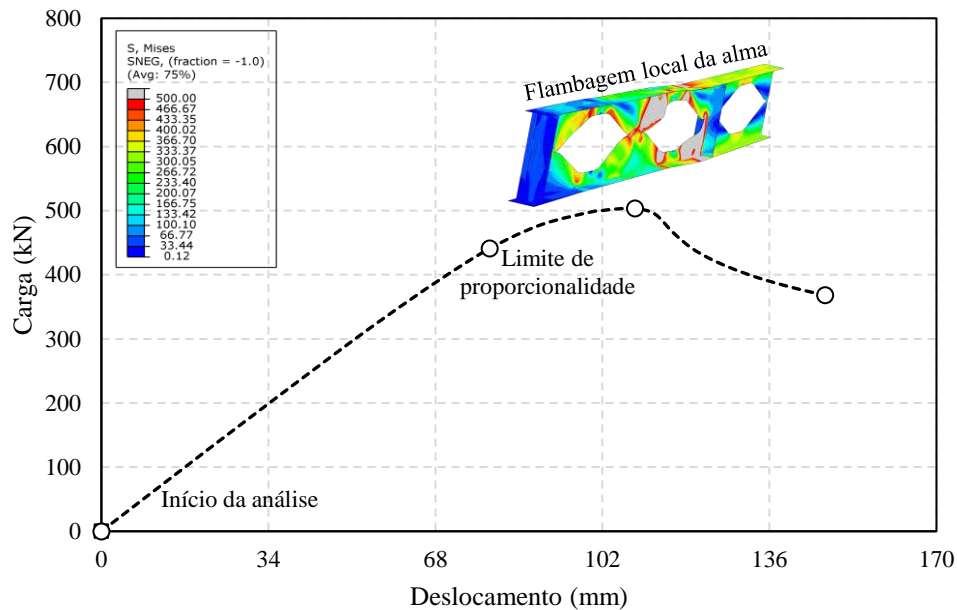
**Figura 4.3 – Trajetória de equilíbrio da viga ANGL**



Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.4 apresenta a trajetória de equilíbrio para a viga AS012 obtida com o modelo adotado após a análise de sensibilidade e calibração. Observa-se no modelo que a falha, assim como no ensaio experimental, se deu pela flambagem local da alma. Isso ocorreu para as aberturas consideradas críticas, pois localizam-se nos pontos onde se desenvolvem esforços de cisalhamento. Nota-se no modelo que a flambagem local ocorre após ser atingido o limite de proporcionalidade na curva, dessa forma, diversos pontos no modelo apresentam tensão superior ao limite de escoamento do material, em especial ao redor das aberturas críticas.

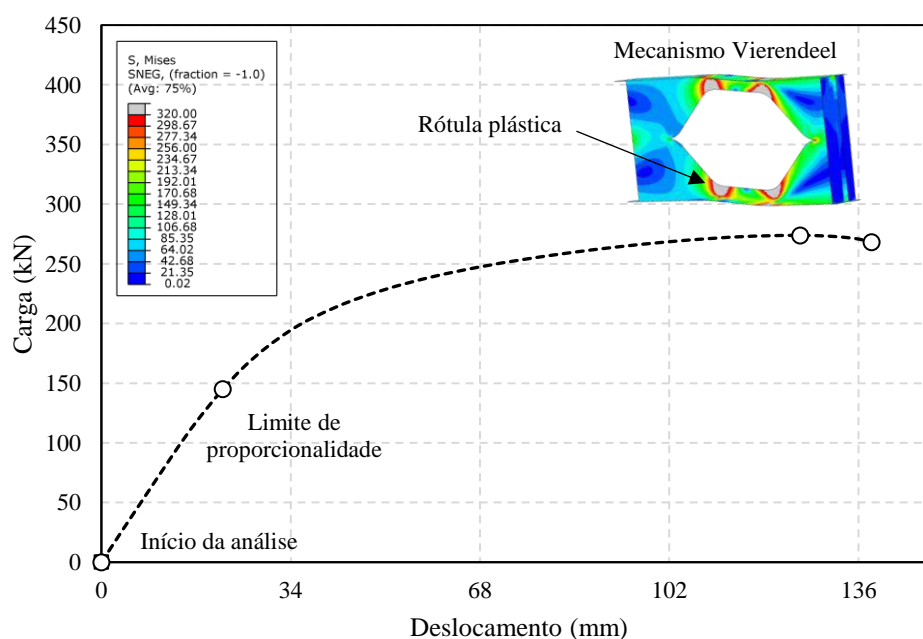
**Figura 4.4 – Trajetória de equilíbrio da viga AS012**



Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.5 apresenta a trajetória de equilíbrio para a viga AS016 obtida com o modelo adotado após a análise de sensibilidade e calibração. A estrutura atingiu a falha por formação do mecanismo Vierendeel. Nessa situação, percebe-se nitidamente a formação das rótulas plásticas ao redor das aberturas.

**Figura 4.5 – Trajetória de equilíbrio da viga AS016**

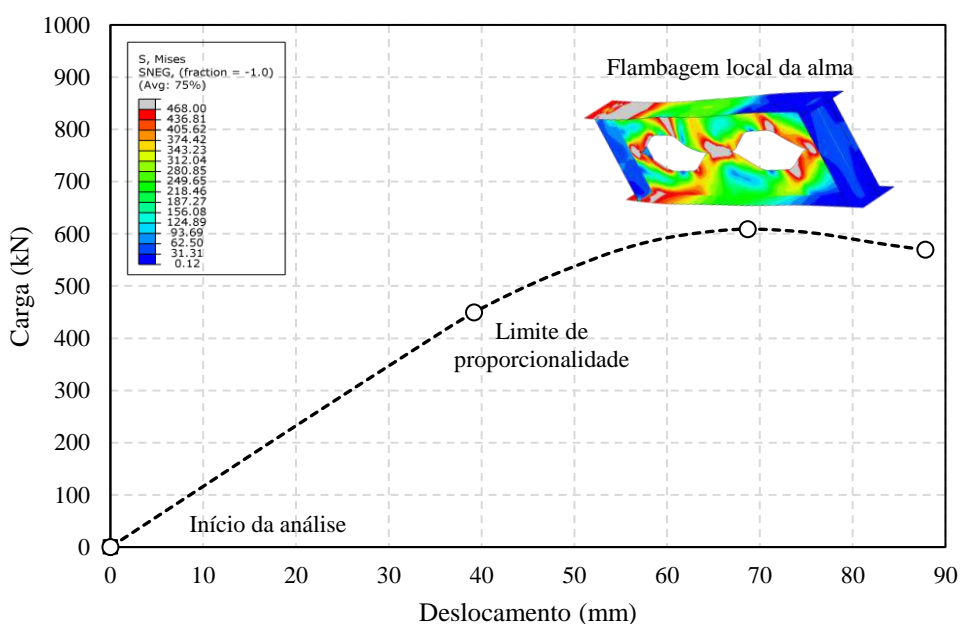


Fonte: Autor (2023)

O mesmo modo de falha foi observado no ensaio experimental e, portanto, verifica-se que a principal causa de falha da estrutura é a formação de mecanismos plásticos ao redor das aberturas. Observa-se, ao comparar a trajetória de equilíbrio numérica e experimental para o caso da viga AS016 (Figura 4.1b), que no modelo numérico o limite de proporcionalidade foi atingido precocemente se comparado ao observado na curva obtida com o ensaio experimental. Algumas justificativas podem ser levantadas em relação a este ponto, como por exemplo, uma forte influência das tensões residuais para este caso, de forma que o efeito prejudicial causado pelo modelo de tensões residuais adotado, superou significativamente a distribuição real encontrada no perfil ensaiado. Contudo, ao realizar uma simulação sem inserção de imperfeições verificou-se o mesmo comportamento, o que leva a crer que o comportamento está associado a uma sensibilidade elevada da estrutura ao modelo constitutivo utilizado para representar o comportamento de plasticidade. Observação semelhante foi feita por Durif, Bouchair e Vassart (2013) ao realizar a simulação numérica da viga AS016, destacando a alta sensibilidade do modelo aos parâmetros de encruamento da curva considerada para a modelagem computacional.

A Figura 4.6 apresenta a trajetória de equilíbrio para a viga AS018. Observou-se na simulação que o modelo atingiu falha por flambagem local da alma, assim como a viga AS012. Contudo, observa-se que a ocorrência de regiões plastificadas ao redor da abertura é consideravelmente menor do que observado na viga AS012.

**Figura 4.6 – Trajetória de equilíbrio da viga AS018**



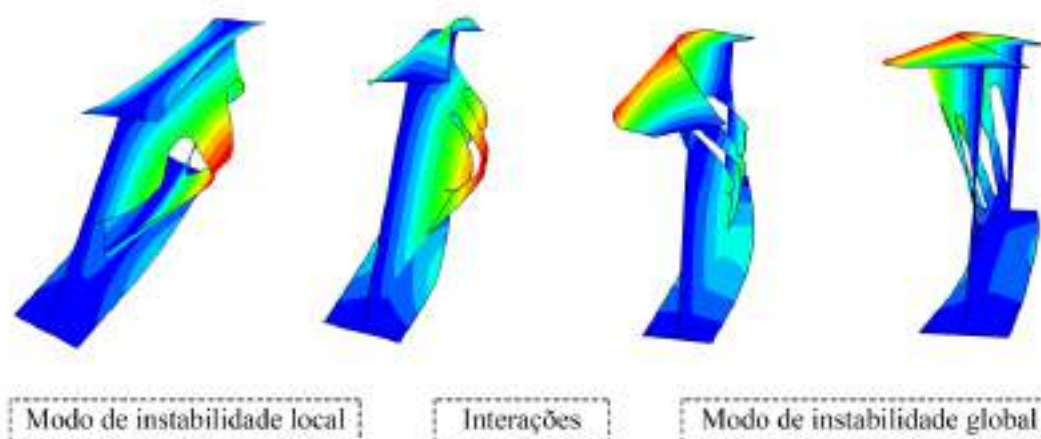
Fonte: Autor (2023)

## 4.2 ANÁLISE DE ESTABILIDADE ELÁSTICA

Por meio de análises lineares de flambagem obteve-se a carga crítica dos perfis estudados neste trabalho. Alguns pontos relevantes devem ser levantados acerca desse tipo de análise. O primeiro deles é que o comportamento de plasticidade do material é ignorado no processo de solução. Dessa forma, o principal parâmetro responsável por caracterizar o tipo de aço utilizado é desconsiderado. Com isso, os resultados a serem apresentados nas seções a seguir, embora tenham sido obtidos como parte de um processo com a finalidade de avaliar o desempenho de vigas alveolares com aço inoxidável de alta resistência, é aplicável a vigas com aberturas senoidais, independentemente do tipo de aço considerado.

Além disso, por meio dos autovalores e autovetores das análises, diferentes modos de instabilidade foram detectados, em especial quando aplicadas as cargas concentrada e distribuída. De forma geral, as vigas de curto comprimento apresentam cargas críticas ligadas a instabilidades locais para o primeiro modo de instabilidade. Alguns perfis apresentaram também clara interação entre modos de instabilidade local e global, conforme ilustra a Figura 4.7.

**Figura 4.7 – Modos de instabilidade obtidos na análise linear de flambagem**



Fonte: Autor (2023)

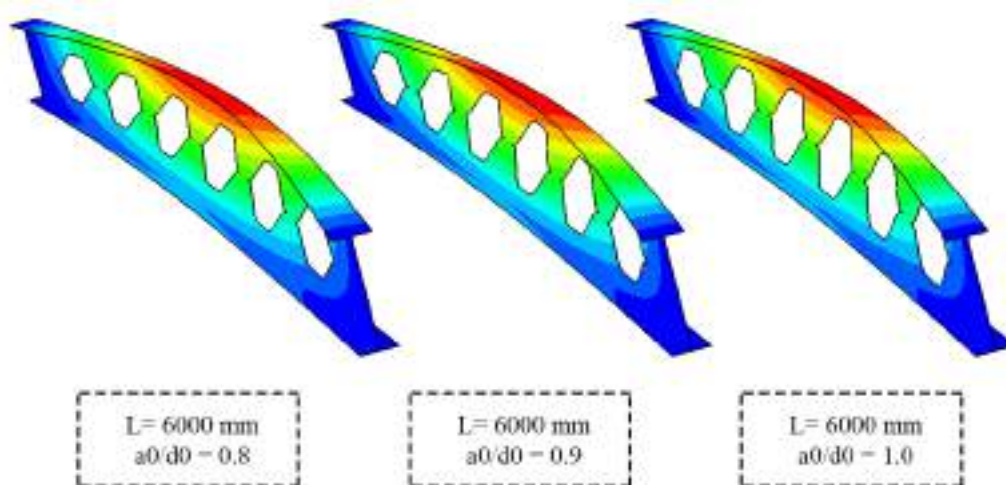
Considerando o delineamento do presente trabalho, há particular interesse no modo de instabilidade global ao se tratar das análises lineares de flambagem. Isto pois, esses modos serão normalizados e utilizados como imperfeição geométrica nas análises não lineares e, além disso, são resultados extremamente importantes na determinação da capacidade resistente de vigas sujeitas à falha por FLT no regime elástico. Dessa forma, os resultados relacionados às instabilidades locais e a sua interação com modos de instabilidade global não serão foco nos

tópicos da presente seção, de modo que apenas os resultados ligados à instabilidade global foram utilizados para a construção das Seções 4.2.1 e 4.2.2.

#### 4.2.1 Aplicação de momento uniforme

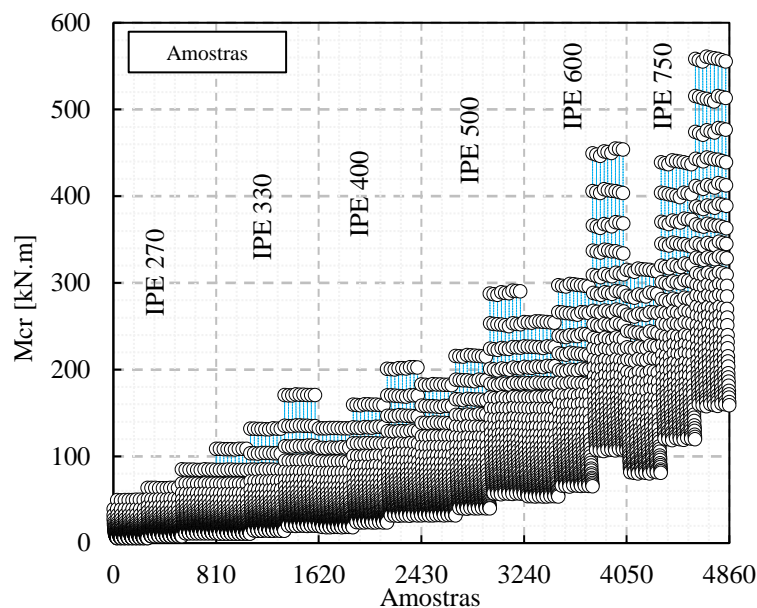
Como resultado da análise em elementos finitos realizada, espera-se a obtenção dos autovalores correspondentes à carga crítica de flambagem e suas respectivas deformadas, expressas pelos autovetores das análises. Para todos os modelos discutidos nessa seção foi verificada a ocorrência do modo de deformação para a flambagem lateral com torção. A Figura 4.8 exemplifica a resposta elástica obtida para as deformadas dos modelos analisados. Para cada um dos modelos foi obtido o momento crítico elástico ( $M_{cr}$ ) correspondente ao momento aplicado na estrutura que leva ao ponto de bifurcação do equilíbrio. Percebe-se na imagem o comportamento característico da FLT, com deslocamento lateral da mesa superior e uma rotação da seção transversal central em torno do eixo longitudinal.

**Figura 4.8 – Deformadas obtidas na análise elástica ligadas à FLT**



Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.9 apresenta as amostras coletadas no estudo paramétrico primário para a condição de momento fletor constante. Foram totalizados 4860 valores para o momento crítico de vigas com aberturas em padrão senoidal e a amplitude do momento crítico observado é de 555,37 kN.m, sendo o valor mínimo de 5,74 kN.m, correspondente ao perfil com menor altura de seção transversal e maior comprimento (IPE A 270 – 35 m) e o valor máximo de 561,11 kN.m, correspondente ao perfil com maior altura de seção transversal e menor comprimento (IPE 750x196 – 16 m).

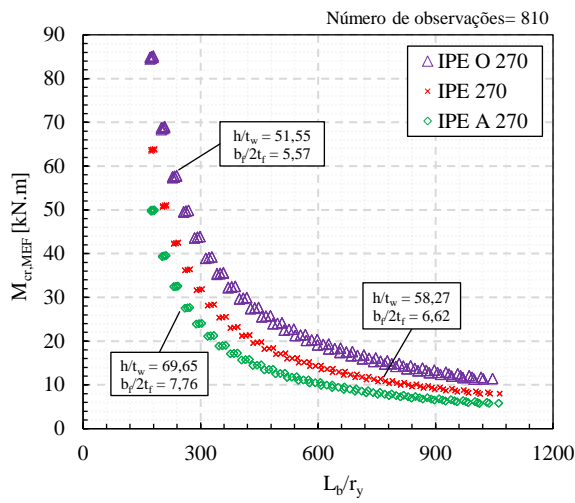
**Figura 4.9 – Amostras dos resultados obtidos para momento fletor constante**

Fonte: Autor (2023)

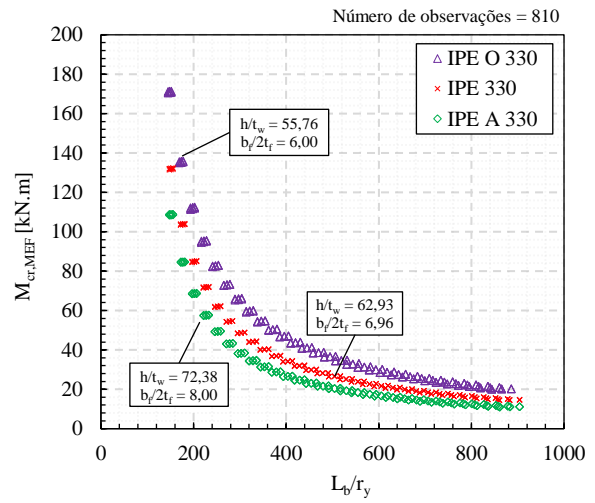
Os resultados coletados são expressos na Figura 4.10, em função da esbelteza global de cada um dos elementos, para cada um dos perfis, separados em 6 gráficos, de acordo com o respectivo conjunto de perfis ao qual pertencem. É exibido ainda, em cada um dos gráficos, o valor de esbelteza do perfil analisado. Os dados foram plotados como pontos, porém se assemelham às curvas de flambagem, as quais são características na análise do comportamento de estabilidade de vigas sujeitas à falha por FLT. Percebe-se por meio dos gráficos significativa diferença entre o comportamento de perfis que possuem a mesma altura de seção, porém diferentes valores de esbelteza da seção transversal. Os perfis mais esbeltos apresentaram uma redução significativa no momento crítico, se comparados ao perfil de esbelteza intermediária. Ao passo que, efetuando a mesma comparação em relação aos perfis de menor esbelteza e esbelteza intermediária, nota-se um acréscimo considerável no momento crítico. Percebe-se ainda que os perfis menos esbeltos em um conjunto de perfis, podem alcançar valores muito próximos de momento crítico dos perfis mais esbeltos do conjunto de perfis acima deste. Por exemplo, o Perfil IPE O 400 apresenta curva de flambagem semelhante ao perfil IPE A 500. Percebe-se ainda que os valores variam de forma muito significativa com a esbelteza global dos elementos. A redução do momento crítico apresentada, ao se considerar o maior valor de esbelteza e o menor para cada um dos perfis, foi de em média 518,84%. Isto demonstra que um dos principais parâmetros a influenciar o comportamento de estabilidade em perfis com aberturas alveolares é o comprimento destravado e a altura da seção transversal.



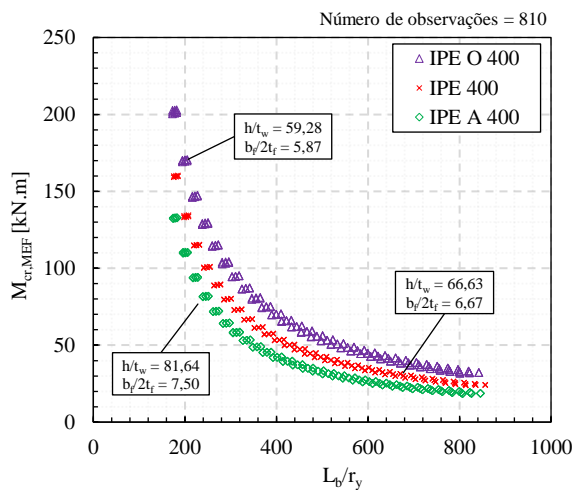
Figura 4.10 – Curvas de flambagem obtidas



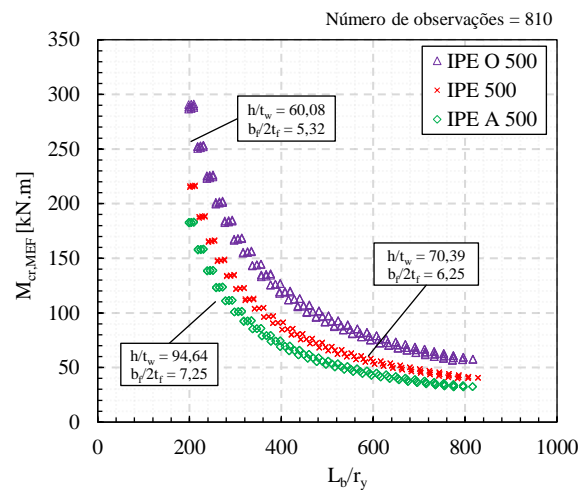
(a) Perfis IPE 270



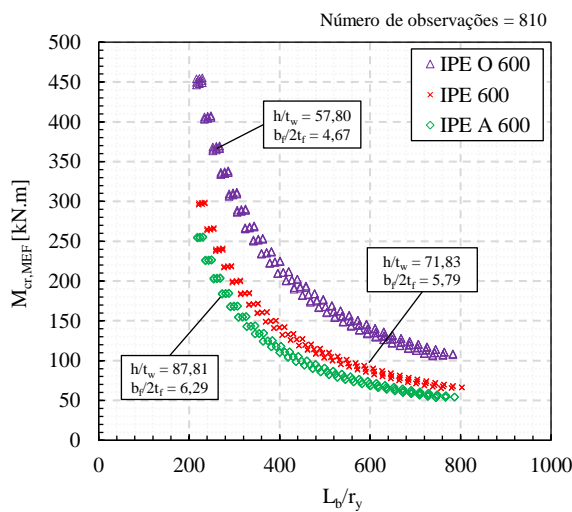
(b) Perfis IPE 330



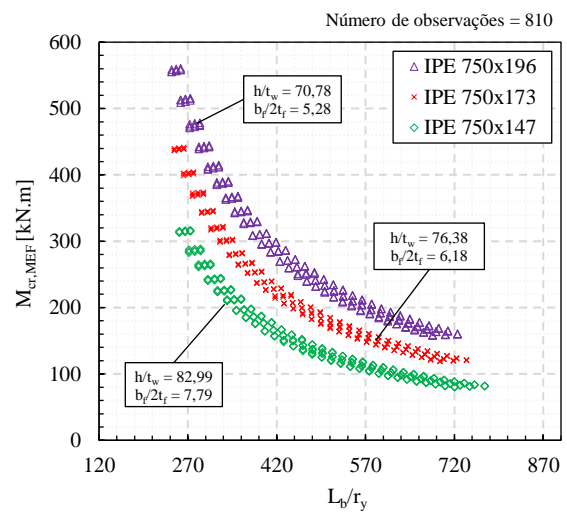
(c) Perfis IPE 400



(d) Perfis IPE 500



(e) Perfis IPE 600



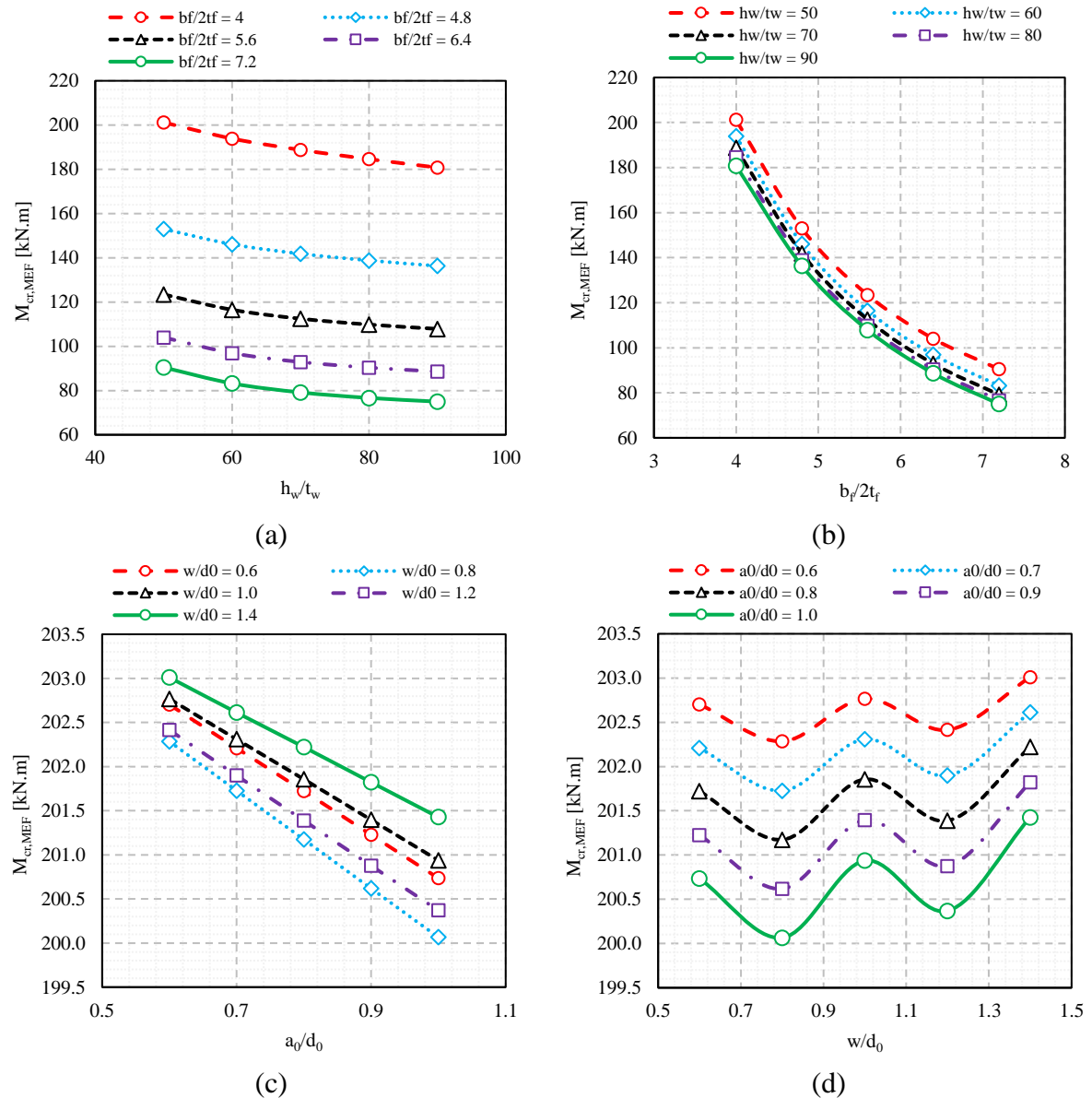
(f) Perfis IPE 750

Fonte: Autor (2023)

4.2.1.1 Efeito dos parâmetros geométricos da seção e das aberturas

Além da esbeltez global do elemento afetar significativamente os valores obtidos para o momento crítico, outros fatores possuem grande relevância. Dentre esses fatores, destacam-se as propriedades geométricas da abertura senoidal e as espessuras de alma e de mesa. A Figura 4.11 apresenta uma avaliação dos efeitos desses parâmetros na carga crítica de flambagem. Os resultados apresentados foram obtidos com base no estudo paramétrico secundário, o qual possuía por objetivo avaliar de forma independente os parâmetros ligados ao comportamento de estabilidade das estruturas analisadas.

**Figura 4.11 – Efeito dos parâmetros da seção transversal e das aberturas**



Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.11a apresenta a variação do momento crítico de acordo com a esbeltez da alma. Foi observada uma queda nos valores do momento crítico ao se aumentar a esbeltez da alma, que foi em média de 15,18%. A Figura 4.11b apresenta a variação do momento crítico de acordo com os valores de esbeltez da mesa. Percebe-se da mesma forma, uma queda no momento crítico ao se aumentar os valores de esbeltez da mesa. No entanto, essa queda é muito mais acentuada, com valor médio de diminuição na capacidade elástica das vigas analisadas de 135,15%. A Figura 4.11c apresenta o comportamento de variação do momento crítico em função do aumento na altura dos alvéolos. Notou-se um comportamento linear e decrescente. Vale ressaltar, no entanto, que a diminuição ocasionada pela alteração na altura da abertura foi muito menor se comparada à diminuição causada pela variação das propriedades da seção transversal e do comprimento das vigas. A média de diminuição causada pelo aumento da altura da abertura, considerando o intervalo analisado, foi de 0,96%. A Figura 4.11d apresenta o comportamento observado ao se variar a parte reta das aberturas ( $w$ ). Notou-se um comportamento irregular, sem um padrão único de comportamento. Esse comportamento pode ser explicado pois as aberturas senoidais possuem uma particularidade, oriunda do seu processo de fabricação e da natureza de sua geometria. Os perfis são fabricados por meio de um corte em senoide, de modo que o comprimento da parte reta da abertura é exatamente igual ao comprimento do montante da alma, porção localizada entre as aberturas. Dessa forma, ao se aumentar o tamanho de  $w$ , aumenta-se tanto o comprimento da abertura, quanto da seção de aço entre as aberturas. Devido a isso, não se observa um comportamento de redução da capacidade do elemento, mas sim um comportamento irregular, que em um determinado momento ocasiona redução na capacidade, e em outro leva a um aumento na mesma. Esse comportamento irregular observado é influenciado também pela quantidade de alvéolos, visto que, foi analisada uma ampla faixa de valores para a relação  $w/d_0$  (0,6 a 1,4), de modo que ao se aumentar o comprimento do alvéolo e do montante da alma, o número de aberturas também pode se modificar, visto que menos aberturas passam a fazer parte da alma do perfil. Vale ressaltar também, que ao modificar a quantidade de aberturas altera-se também o comprimento do montante final ( $w_{end}$ ) e observou-se no conjunto de dados que essa alteração não era uniforme, onde ora o montante final da alma apresentava acréscimo em seu comprimento, ora seu valor era diminuído. De qualquer modo, a variação observada ao se alterar essa propriedade do alvéolo foi pequena e consideravelmente menor do que os outros parâmetros analisados, representando uma amplitude média de alteração de 0,25%. Vale destacar que as mudanças no comportamento das curvas na Figura 4.11d não são relacionadas com alterações no modo de

flambagem, visto que todos os elementos analisados apresentaram modo de falha relativo à flambagem lateral com torção. Observa-se que o comportamento da variação das propriedades das aberturas é significativamente diferente daquele observado em vigas celulares. Em vigas com aberturas circulares, a alteração do diâmetro das aberturas não acarreta em mudança linear na capacidade do elemento (CARVALHO; ROSSI; MARTINS, 2022). Além disso, dado o processo comum de fabricação de vigas celulares, o espaçamento entre as aberturas pode ser alterado de forma independente, sem alterar o comprimento do montante da alma, ocasionando um comportamento melhor definido (OLIVEIRA et al., 2022).

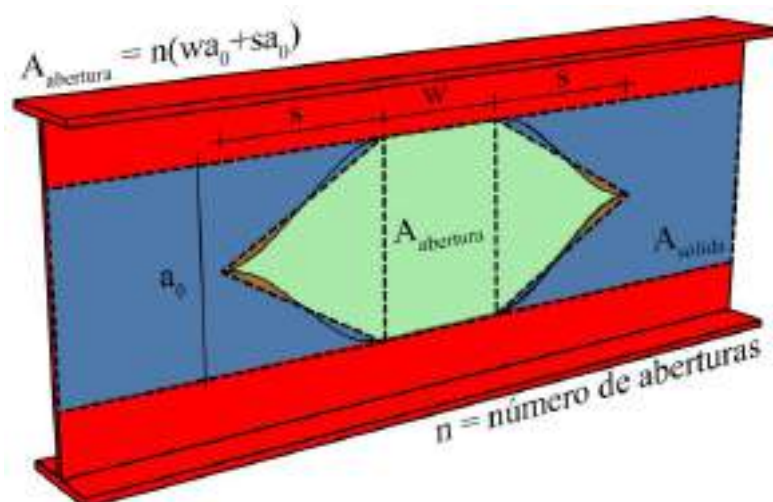
#### 4.2.1.2 Comparação com procedimentos analíticos e proposta de adaptação

Os resultados obtidos no estudo paramétrico primário foram utilizados para a comparação com procedimentos analíticos de cálculo. Foi avaliada a utilização do cálculo considerando a seção duplo T, bem como o cálculo sem considerar nenhum tipo de adaptação (seção sólida). Em ambos os cálculos se utilizou a Equação 2.10 para determinação do momento crítico elástico. Além disso, foi proposto um procedimento de adaptação inspirado nos métodos apresentados em (SONCK; BELIS, 2015, 2017), o qual se baseia na ponderação da constante de torção  $J$ . A ponderação é adequada visto que a abordagem de cálculo da seção duplo T provoca uma subestimação da constante de torção, especialmente visível em grandes vãos (SONCK; BELIS, 2017). Por outro lado, o cálculo com a seção sólida, sem considerar os alvéolos, apresenta em igual proporção uma superestimação da constante de torção. Tendo em vista esse comportamento, Sonck e Belis (2015, 2017) propuseram que a ponderação deveria ser efetuada considerando-se uma média linear com base em um comprimento de abertura equivalente, conforme apresentado no Capítulo 2 deste trabalho. A adoção desta ponderação tem o efeito de diminuir o espalhamento apresentado pelo cálculo com a seção duplo T, tornando os dados analiticamente calculados mais próximos aos dados obtidos de forma numérica (SONCK; BELIS, 2015). Com base nessas observações para outros padrões de aberturas em vigas alveolares, foi elaborada uma proposta de ponderação da constante de torção para vigas com aberturas senoidais. No entanto, a proposta elaborada diferencia-se conceitualmente das demais apresentadas devido ao fato de considerar a área das aberturas e da parte sólida do perfil como critérios para a realização da ponderação, ao invés de um comprimento equivalente.

Em vista destes pontos foi elaborado o seguinte procedimento de adaptação. A ponderação deve ser realizada unicamente com a constante de torção da seção transversal e o

cálculo das demais propriedades, deve ser efetuado considerando o cálculo no centro das aberturas (seção duplo T). Para a ponderação deve ser utilizada a área das aberturas, bem como a área da seção sólida compreendida entre os limites de altura das aberturas. Para a consideração da área do alvéolo senoidal foi proposta uma área equivalente em formato hexagonal. A Figura 4.12 ilustra as áreas envolvidas na determinação da constante de torção. Em verde apresenta-se a área equivalente aproximada e, em azul, a área da seção sólida compreendida entre os limites de altura das aberturas. A consideração desta área sólida, ao invés da área sólida total da alma do perfil apresentou melhor concordância com os resultados obtidos de forma numérica e foi capaz de reduzir significativamente a dispersão dos resultados.

**Figura 4.12 – Área equivalente da abertura**



Fonte: Autor (2023)

Com base na abordagem previamente descrita, o cálculo da constante de torção pode ser efetuado com a Equação 4.1. Apesar do procedimento de ponderação diminuir o espalhamento e a dispersão dos dados de forma considerável, ele resulta em resultados não conservadores em alguns casos. Isto ocorre pois o não conservadorismo causado pelo cálculo da seção sólida é consideravelmente superior ao efeito de conservadorismo causado pelo cálculo da seção duplo T. Desta forma, ao se fazer a ponderação média, os resultados tendem a se posicionar entre os resultados da seção sólida e da seção duplo T. Para corrigir esse comportamento, foi proposto um coeficiente de correção  $k_s$ , conforme apresentado na Equação 4.2. O coeficiente leva em consideração o valor de esbeltez global do elemento e é um coeficiente que visa única e exclusivamente aumentar a segurança dos resultados obtidos pelo procedimento proposto. O

coeficiente foi obtido por meio de uma curva ajustada aos dados numéricos, que tem a função de diminuir os valores para o momento crítico. Ao se considerar o intervalo de esbeltez analisado no estudo paramétrico, o coeficiente de ajuste possui valores entre 0,97 e 0,99. Dessa forma, o momento crítico elástico para vigas de aço em perfil I com aberturas sequenciais na alma em padrão senoidal pode ser obtido pela Equação 4.3, onde  $M_{cr,2T,méd}$  é dado pela Equação 2.10, considerando o cálculo da constante de torção conforme a Equação 4.1 e demais propriedades no centro das aberturas.

$$J_{2T,méd} = \frac{n(wa_0 + sa_0)}{L_b a_0} J_{2T} + \left( 1 - \frac{n(wa_0 + sa_0)}{L_b a_0} \right) J_{sólido} \quad (4.1)$$

$$k_s = 0.93 \left( \frac{L_b}{\sqrt{\frac{I_y}{A}}} \right)^{0.0085} \quad (4.2)$$

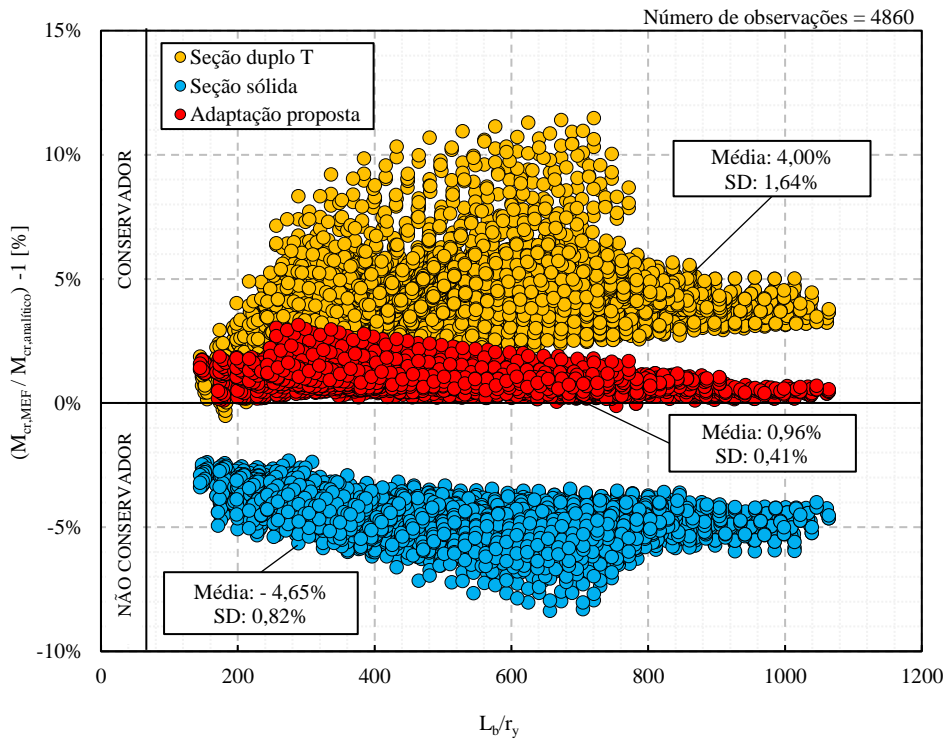
$$M_{cr,m} = k_s \cdot M_{cr,2T,méd} \quad (4.3)$$

Os resultados da comparação entre os métodos analíticos considerados e os resultados obtidos de forma numérica são apresentados na Figuras 4.13 e 4.14. Observa-se um grande espalhamento dos dados ao se considerar a abordagem de seção duplo T. Para a correção dos valores aplicou-se o método descrito anteriormente e chegou-se a resultados muito mais próximos dos obtidos com a análise numérica. A média apresentada pela adaptação proposta para o desvio dos dados foi de 0,96% a favor da segurança. Nota-se também um baixíssimo desvio padrão, de 0,41%, ou seja, a amplitude dos dados não se afasta de forma significativa da média observada. Comportamento distinto é apresentado pelas outras abordagens utilizadas na comparação. Conforme ilustra a Figura 4.14a, o desvio de cálculo com a seção sólida apresenta amplitude entre -3% e -7%, ao passo que para a seção duplo T a amplitude situa-se entre 0% e 12%, conforme indica a Figura 4.14b. Na Figura 4.13b são apresentados apenas os dados da adaptação proposta, evidenciando o caráter favorável à segurança e sua adequação aos dados numéricos.

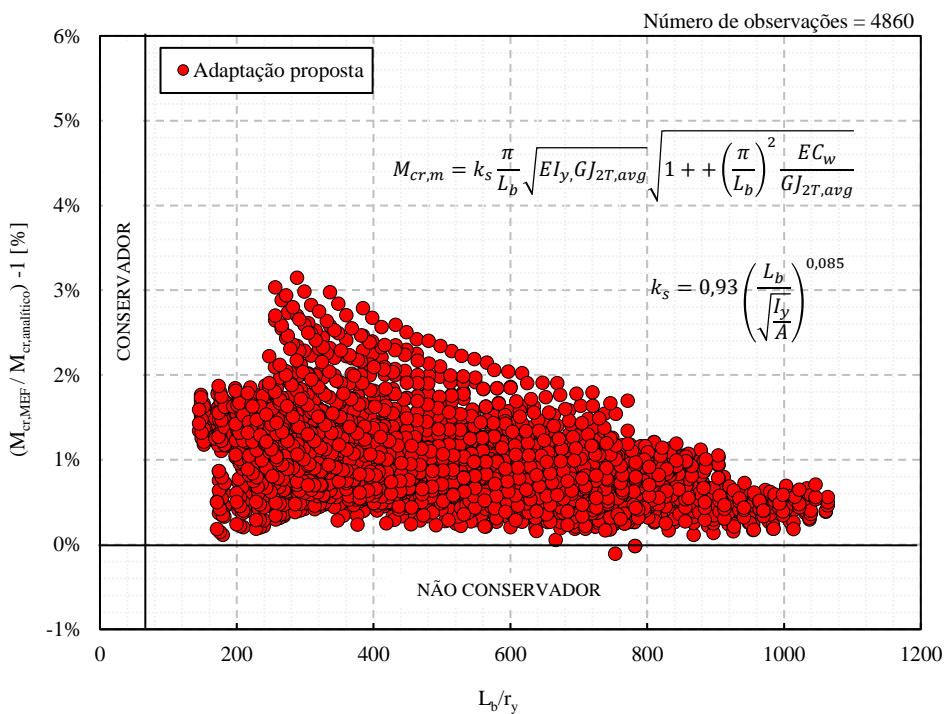
Dessa forma, por meio das análises foi possível analisar o efeito das variações destes parâmetros no momento crítico dos modelos, bem como comparar os resultados obtidos de forma numérica com soluções analíticas de uso corrente na literatura científica. Em função da comparação realizada e da verificação da inadequabilidade dos métodos analíticos utilizados, foi proposto um modelo de adaptação fundamentado em proposições encontradas na literatura para vigas celulares e casteladas. A proposição se baseia na ponderação da constante de torção

da seção transversal por meio da consideração das áreas das aberturas e da área de seção sólida da viga. De modo geral, podem ser feitas as seguintes conclusões a respeito dos dados analisados para a aplicação de momento constante:

**Figura 4.13 – Resultados da comparação com procedimentos analíticos**



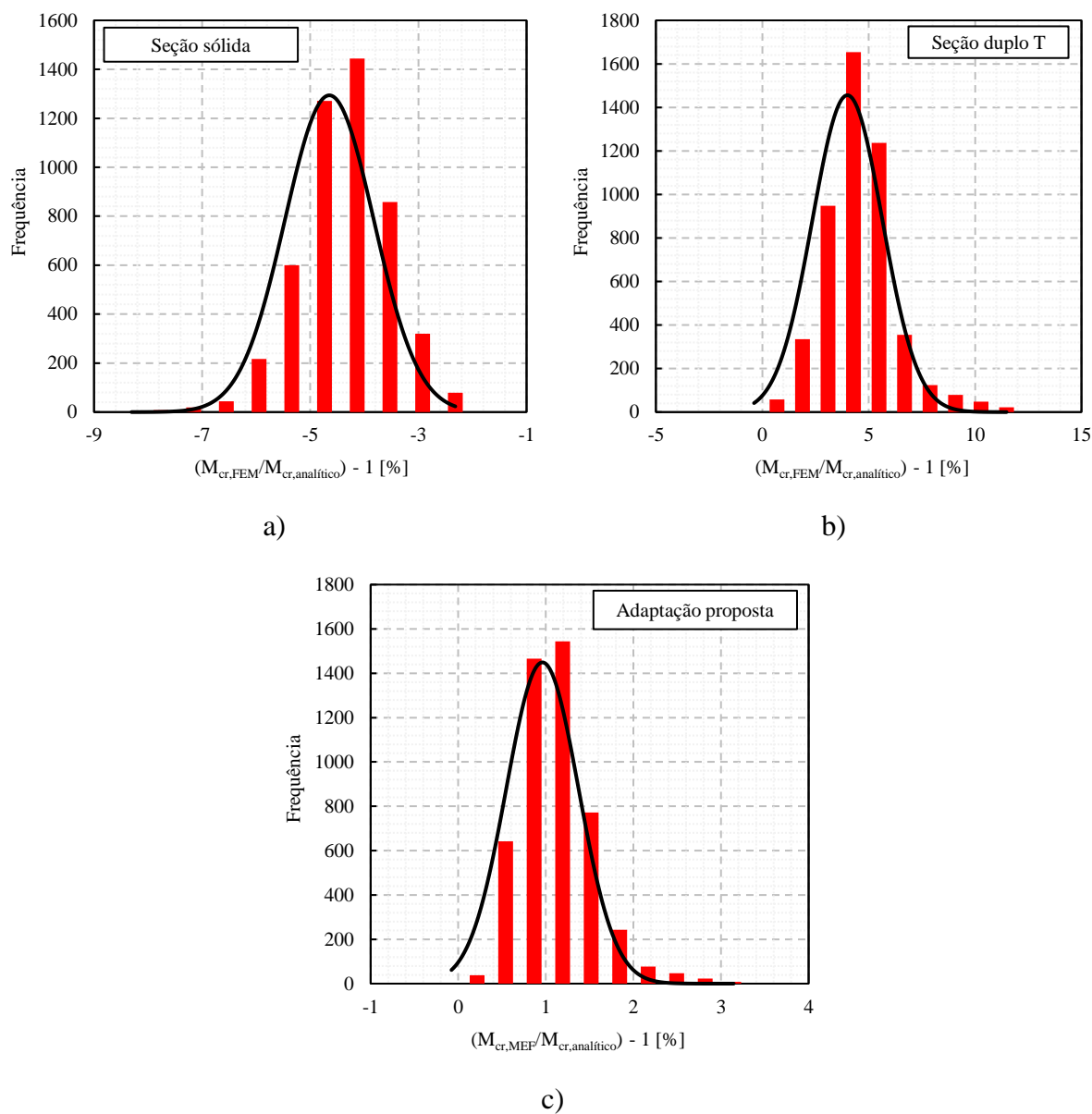
a)



b)

Fonte: Autor (2023)

Figura 4.14 – Frequência dos dados obtidos



Fonte: Autor (2023)

- Ao se considerar o aumento da esbeltez global do perfil, ocorre um decréscimo no momento crítico elástico. Dessa forma, a medida em que se utilizam vãos maiores e perfis com menor altura, diminui-se a capacidade elástica dos elementos.
- Os pontos plotados para os valores de  $M_{cr}$  em função da esbeltez global do perfil, tendem a se aproximar com o aumento da esbeltez, de modo que a diferença entre os resultados obtidos para o momento crítico elástico dos diferentes perfis se torna cada vez menor.
- Os parâmetros geométricos da seção transversal possuem influência considerável sobre o momento crítico elástico em vigas com aberturas em padrão senoidal. Observou-se que, a



medida em que se considera perfis com menor esbeltez de alma e de mesa, obtêm-se valores mais altos para o momento crítico. Observou-se também que a esbeltez da mesa possui influência mais significativa sobre o comportamento do momento crítico elástico do que a esbeltez da alma.

- A variação das dimensões geométricas dos alvéolos influencia o momento crítico elástico, no entanto, em uma proporção muito menor, se comparada à esbeltez da seção transversal ou a esbeltez global do membro. Notou-se uma diminuição no momento crítico ao se aumentar a altura das aberturas, a qual ocorreu de forma linear. Por outro lado, comportamento irregular foi observado ao se aumentar o comprimento da parte reta do perfil, dado que se aumenta de forma simultânea o comprimento da abertura e o comprimento do montante da alma.
- Ao se comparar os resultados obtidos com procedimentos analíticos, verificou-se que o cálculo com a abordagem de seção duplo T apresenta resultados demasiadamente conservadores e que esse conservadorismo tende a se amplificar com o aumento da esbeltez do elemento. Por outro lado, ao se aplicar o cálculo das propriedades geométricas considerando a seção sólida, os resultados tendem a ser contra a segurança e da mesma forma, apresentam um espalhamento considerável.
- O procedimento de adaptação proposto apresentou boa concordância com os resultados numéricos e possui caráter a favor da segurança. Dessa forma, é uma alternativa viável e mais adequada para o cálculo do momento crítico elástico em vigas alveolares com aberturas em padrão senoidal.

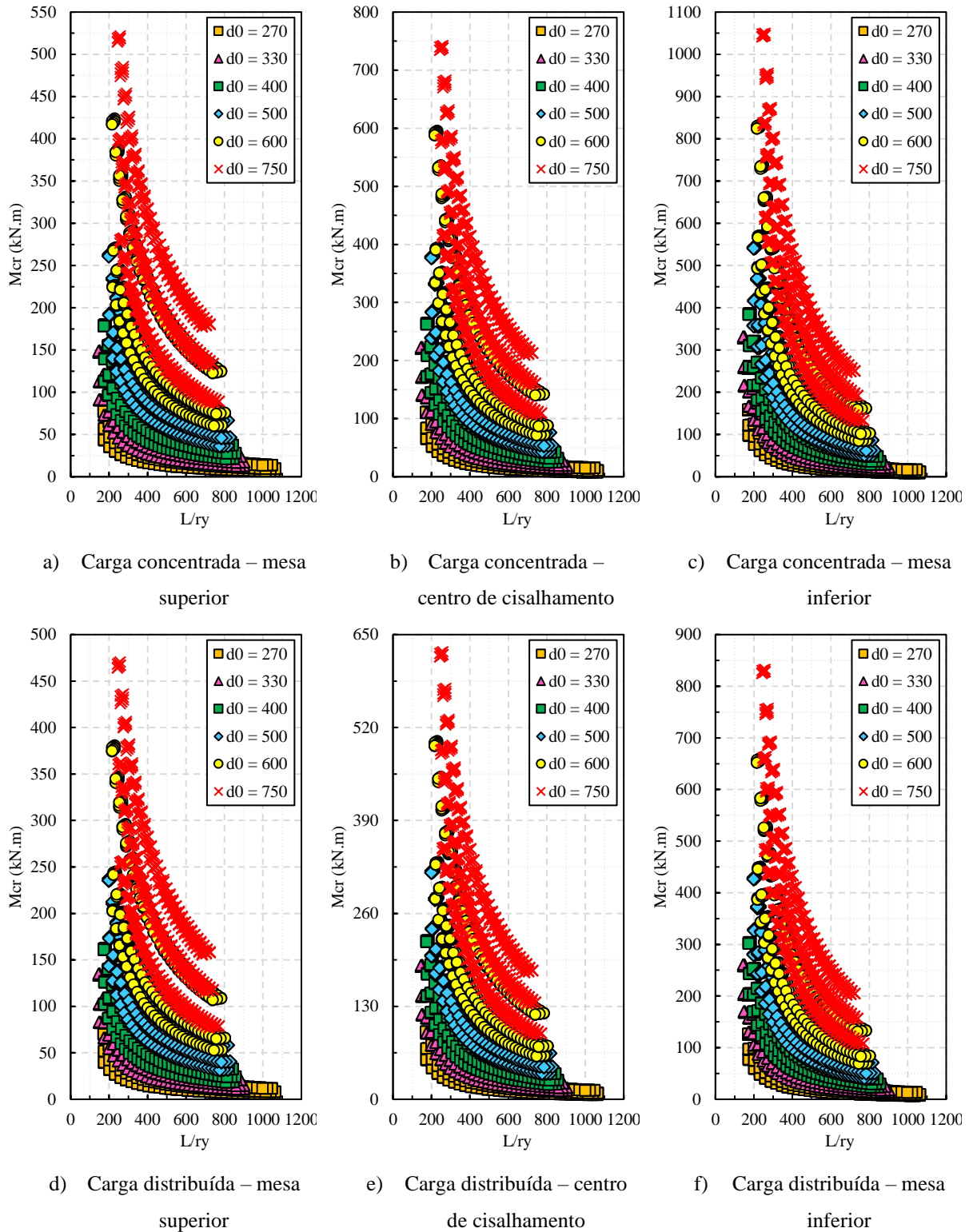
#### 4.2.2 Aplicação de gradiente de momento

Com base nas análises realizadas foram obtidos os valores para o momento crítico  $M_{cr}$  de 29160 vigas alveolares com cargas transversais. A Figura 4.15 apresenta os resultados obtidos para essas vigas. Observa-se que os valores são influenciados drasticamente pela esbeltez global do perfil, bem como pelas dimensões da seção transversal. Para cada perfil foram reunidas 270 observações. Os gráficos da Figura 4.15 estão separados de acordo com conjuntos de perfis com altura total da seção de valor semelhante. Nota-se, como esperado, que perfis com seção mais esbelta apresentam menores valores para o momento crítico.

Os valores obtidos para cargas que geram gradiente de momento foram comparados com os valores de referência (aplicação de momento constante), apresentados na Figura 4.10,

objetivando-se a obtenção dos coeficientes  $C_b$ . Cada gráfico da Figura 4.15 apresenta os resultados obtidos para uma condição de carregamento específica.

**Figura 4.15 – Momento crítico para a aplicação de cargas transversais**

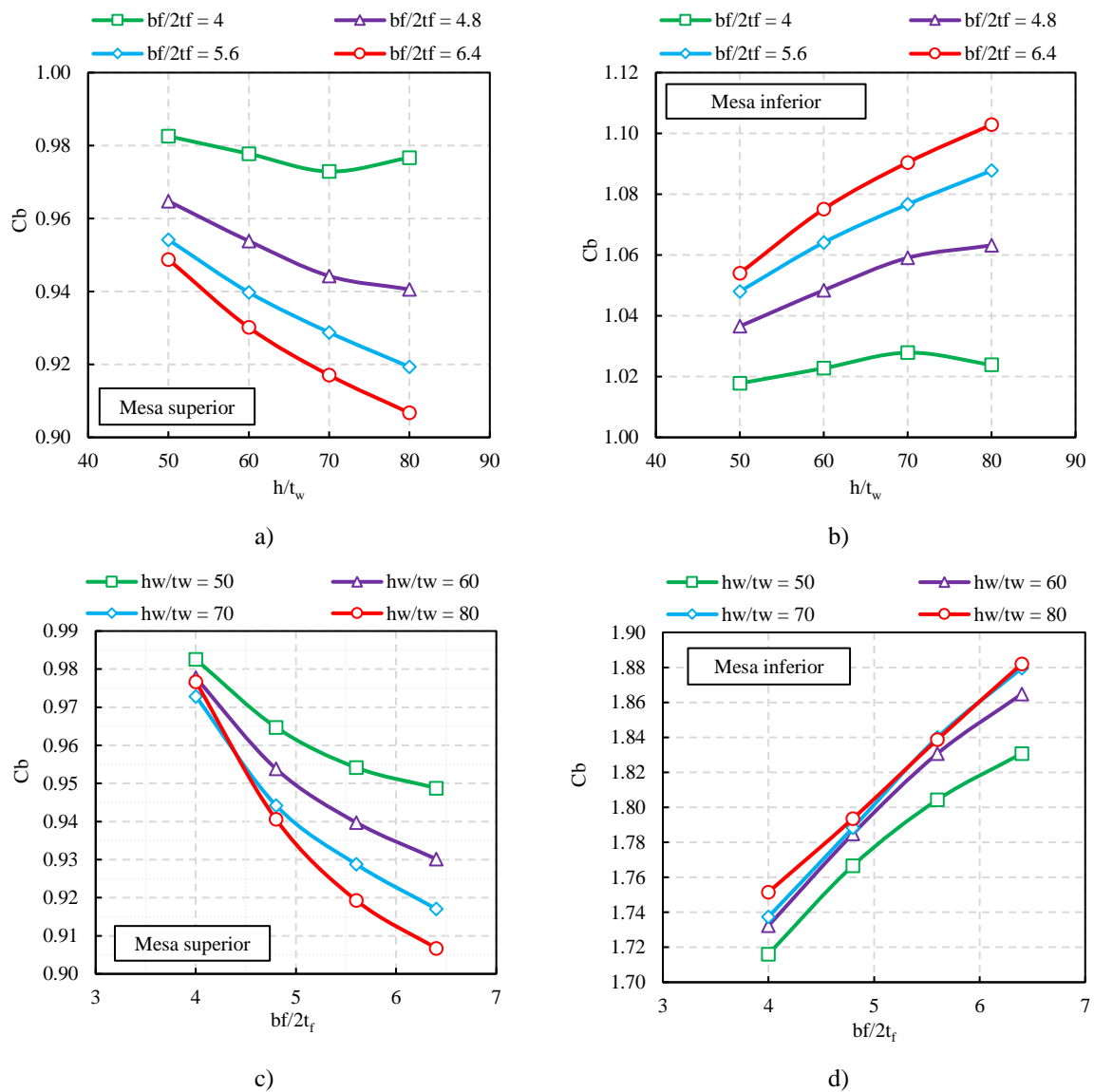


Fonte: Autor (2023)

4.2.2.1 Influência dos parâmetros do perfil

Em paralelo ao desenvolvimento do estudo paramétrico principal, foram realizadas simulações com o objetivo de identificar a influência dos parâmetros dos perfis no fator de gradiente de momento (estudo paramétrico secundário). Foram escolhidos 4 valores de esbeltez de alma e de mesa, com 3 relações de abertura distintas. A Figura 4.16 apresenta o efeito dos parâmetros da seção transversal nos valores de  $C_b$  para cargas fora do centro de cisalhamento.

**Figura 4.16 – Efeito dos parâmetros da seção transversal no coeficiente  $C_b$  para cargas fora do centro de cisalhamento**



Fonte: Autor (2023)

A obtenção do coeficiente numérico  $C_b$  (Equação 4.4) foi realizada através da comparação entre o carregamento não uniforme (gradiente de momento) analisado em questão e o momento crítico obtido através da consideração da aplicação do momento uniforme.

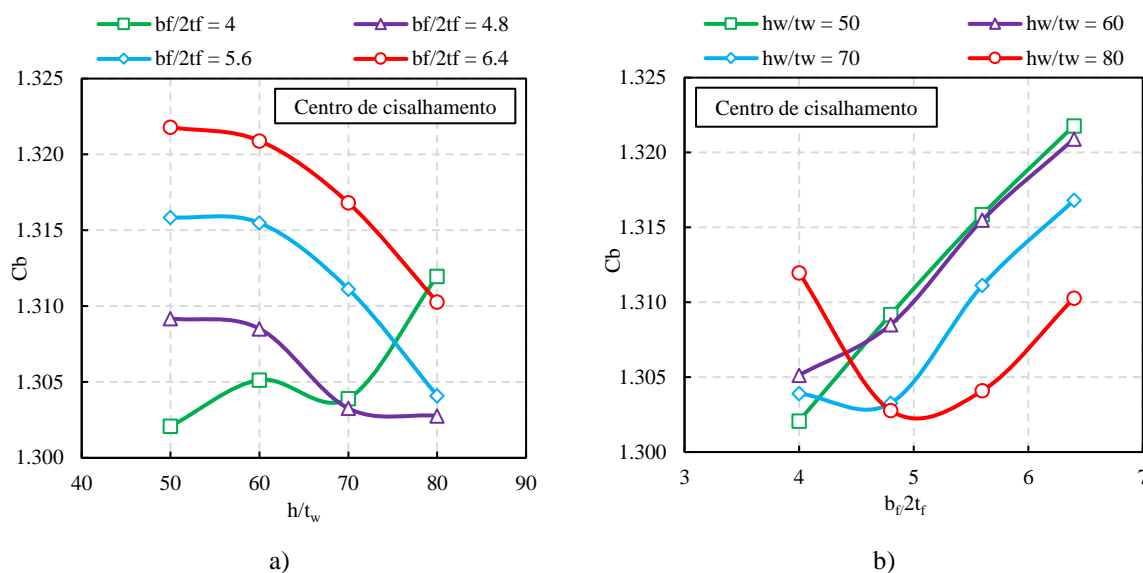
$$C_b = \frac{M_{cr,gradiente}}{M_{cr,uniforme}} \quad (4.4)$$

Nota-se um comportamento uniforme nos resultados. De modo geral, o aumento da esbeltez da alma ocasiona uma redução no fator de gradiente de momento para carga aplicada na mesa superior. De modo contrário, o aumento da esbeltez da alma acarreta um aumento nos valores do coeficiente  $C_b$ . A máxima influência observada da esbeltez da alma no fator de gradiente de momento ocorreu para o caso em que foi considerada a maior esbeltez da mesa de forma simultânea (curva em vermelho na Figura 4.16). Essa situação ocorreu tanto para a aplicação de carga na mesa superior, quanto inferior. De forma semelhante o aumento da esbeltez da mesa leva a uma diminuição no fator de gradiente de momento para carga aplicada na mesa superior e a um aumento do coeficiente para carga aplicada na mesa inferior.

Ao se analisar o comportamento para a situação de cargas aplicadas no centro de cisalhamento (Figura 4.17) não se nota a mesma uniformidade para a relação que origina o coeficiente  $C_b$ , de modo que a influência dos parâmetros da seção é clara apenas em algumas das curvas consideradas. Vale notar, entretanto, que a variação do fator de gradiente de momento em função dos parâmetros da seção é mínima para o caso de cargas aplicadas no centro de cisalhamento. A variação máxima observada foi de 0,87% ao se considerar a influência da esbeltez da alma e de 1,51% para a influência da esbeltez da mesa. Dessa forma, nota-se que ao se considerar cargas no centro de cisalhamento, os valores para o fator de gradiente de momento não apresentam variação significativa, o que vai de encontro ao que os procedimentos normativos a nível global propõem: a consideração de um valor único para a obtenção do coeficiente  $C_b$ . Contudo, essa consideração se torna crítica ao se analisar cargas fora do centro de cisalhamento, onde a variação do fator de gradiente de momento é consideravelmente maior.

As Figura 4.18 e 4.19 apresentam os resultados obtidos para o fator de gradiente de momento em função do fator adimensional de rigidez lateral torsional, considerando a influência da esbeltez da alma e da mesa, respectivamente.

**Figura 4.17 – Efeito dos parâmetros da seção transversal no coeficiente  $C_b$  para cargas no centro de cisalhamento**



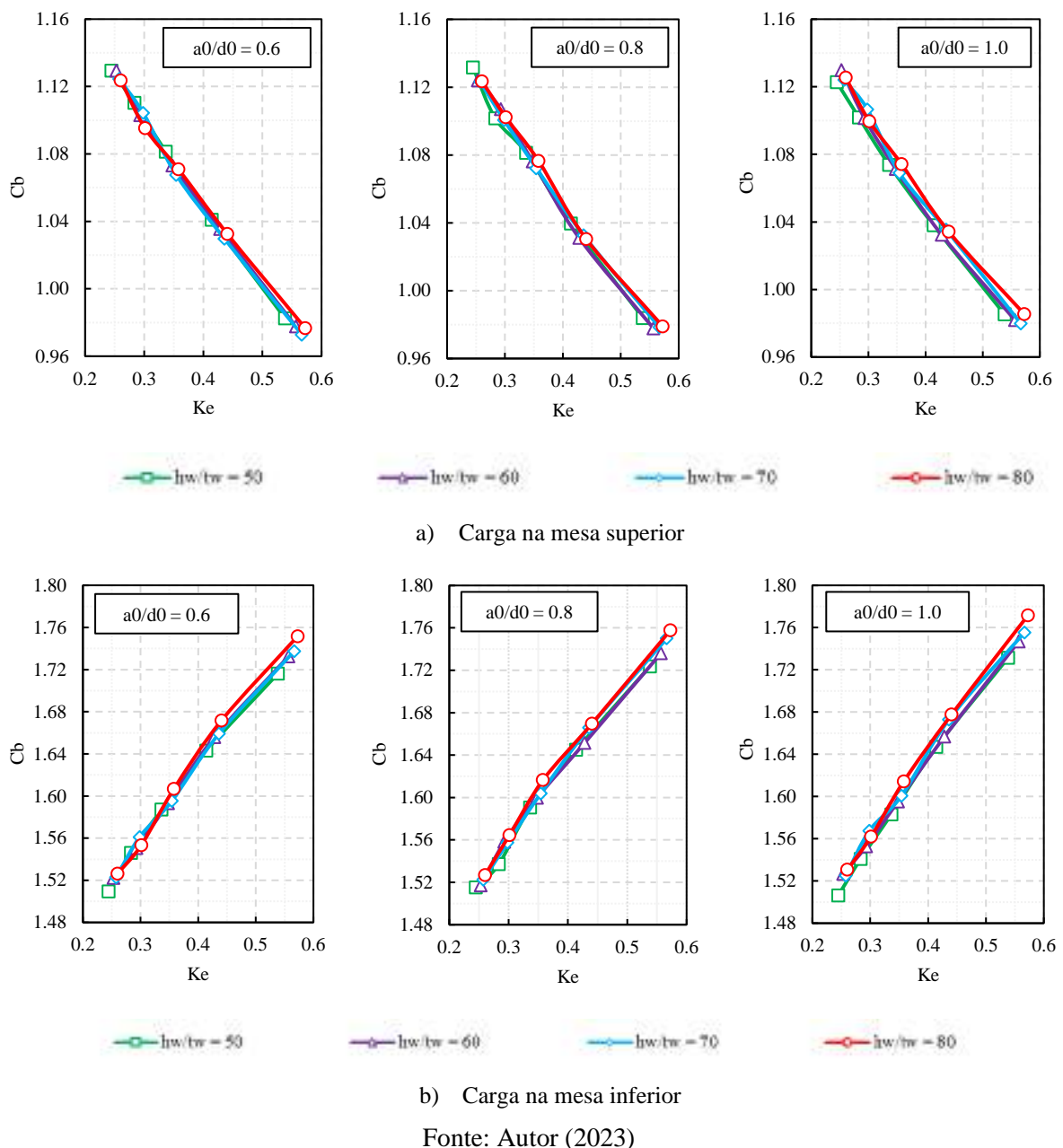
Fonte: Autor (2023)

Isto foi realizado com o objetivo de avaliar o comportamento do fator de gradiente de momento em função do coeficiente  $K_e$  e verificar a validade da premissa mencionada em Sweedan (2011) de que perfis com fator adimensional de rigidez lateral torsional semelhantes tendem a apresentar valores semelhantes de  $C_b$ . Observa-se que as curvas para os diferentes valores de esbeltez de alma e de mesa são extremamente próximas, no entanto, a diferença entre elas tende a aumentar com o aumento da abertura do perfil. Dessa forma, é possível verificar que o fator  $K_e$  é um excelente parâmetro para a criação de modelos de previsão para o fator de gradiente de momento. Vale ressaltar que as análises apresentadas nas Figura 4.16 a 4.19 se referem à carga concentrada, no entanto, comportamento semelhante foi observado para aplicação de carga distribuída.

Trabalhos anteriores (BHAT; GUPTA, 2020; EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014; KHATRI; KATIKALA; KOTAPATI, 2021; MOHEBKHAH, 2004) se limitaram a apresentar apenas o comportamento do coeficiente  $C_b$  em vigas com aberturas na alma, em especial vigas celulares. Foram obtidas conclusões que corroboram com as observações descritas até o momento neste trabalho. No entanto, nos estudos desenvolvidos não foram apresentadas formulações para o cálculo do coeficiente  $C_b$  para vigas com aberturas, sendo a proposta dos trabalhos anteriores a verificação de como o coeficiente se comporta em função de alterações nas propriedades do perfil. Esse fato levou à conclusão de que o comportamento

do fator de gradiente de momento para vigas alveolares difere do comportamento para vigas de alma cheia.

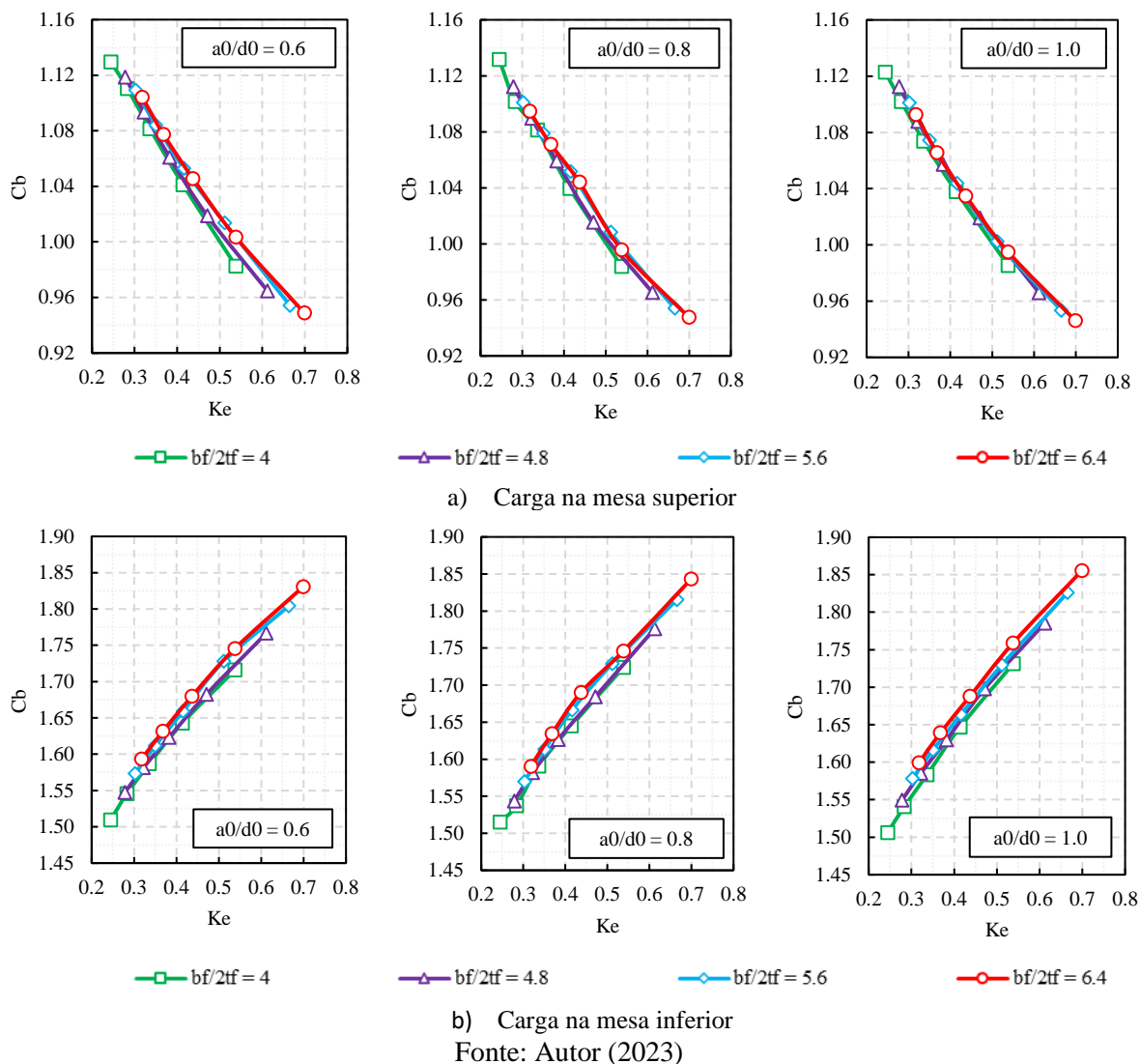
**Figura 4.18 – Efeito da esbeltez da alma de acordo com o fator adimensional de rigidez lateral torsional.  $b_f/2t_f = 4$ . Carga fora do centro de cisalhamento.**



Com base nisso, na seção 4.2.2.2 do presente trabalho são apresentados modelos de regressão oriundos dos resultados do estudo paramétrico realizado. Os modelos são válidos para vigas com aberturas sequenciais em formato senoidal e visam oferecer uma melhor estimativa

do correto valor para o fator de gradiente de momento em vigas desse tipo, em comparação com os resultados apresentados em procedimentos normativos e na literatura atualmente disponível.

**Figura 4.19 – Efeito da esbeltez da mesa de acordo com o fator adimensional de rigidez lateral torsional.  $h_w/t_w = 50$ . Carga fora do centro de cisalhamento.**

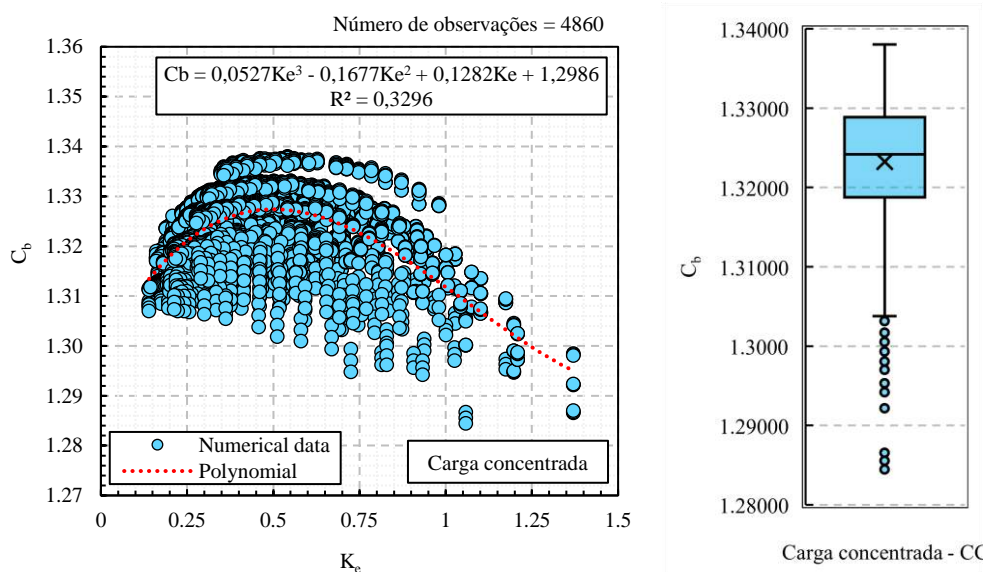


#### 4.2.2.2 Modelos de regressão

Por meio da comparação entre os valores de momento crítico obtidos na situação de referência e na situação com carregamentos que geram gradiente de momento, foram obtidas propostas para a determinação do coeficiente  $C_b$  em vigas alveolares com aberturas sequenciais em padrão senoidal. A Figura 4.20 apresenta os resultados obtidos para as cargas concentrada e distribuída, aplicadas no centro de cisalhamento da estrutura. Nota-se que ao aproximar os

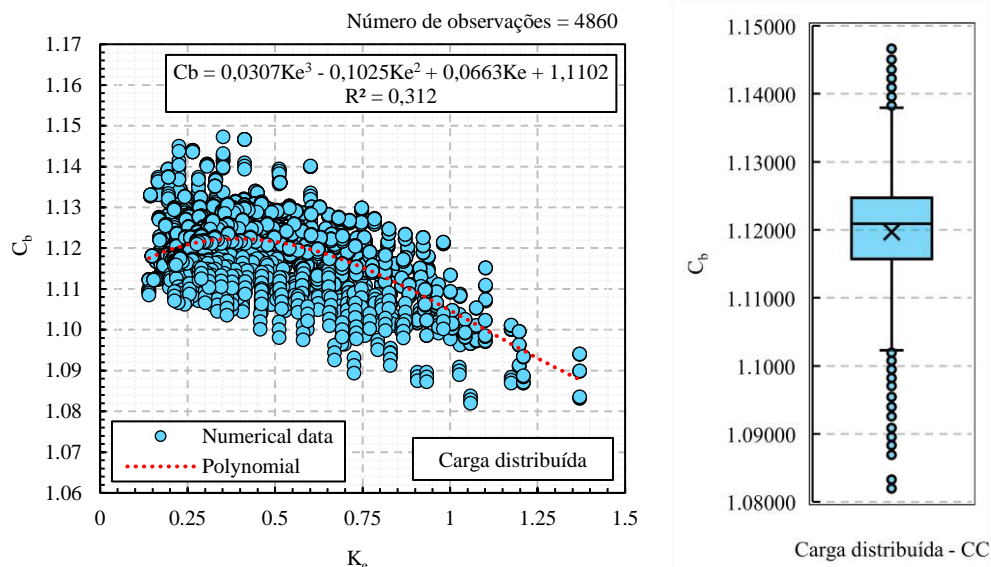
dados por meio de uma curva (polinômio de 3º grau), o resultado obtido para o coeficiente de determinação  $R^2$  explica com pouca fidelidade os dados. Os valores de  $R^2$  obtidos foram de 0,3296 para carga concentrada e 0,312 para carga distribuída. No entanto, os dados apresentam uma amplitude significativamente pequena, de 0,054 para a carga concentrada e 0,065 para a carga distribuída. Para a carga concentrada (Figura 4.20a) observou-se um valor médio de 1,323, com desvio padrão de 0,0075. Dessa forma, dada a pouca variabilidade dos dados, é possível utilizar o modelo de regressão polinomial ou até mesmo o valor médio para uma aproximação do coeficiente  $C_b$ . Isto é evidenciado por meio do boxplot na Figura 4.20a, onde percebe-se que os dados não se afastam significativamente da média e que os dados mais distantes são outliers, ocorrendo em pouca quantidade. Situação semelhante foi observada para carga distribuída (Figura 4.20b), onde observou-se uma média de 1,120, com desvio padrão de 0,0080. Da mesma forma, como apresentado no boxplot da Figura 4.20b, nota-se que o valor médio também pode ser uma boa alternativa para aproximação do valor do coeficiente  $C_b$ . Diferentemente do que ocorreu na carga concentrada, para a carga distribuída foram observados outliers no limite superior e inferior, o que fez com que o número de dados que se apresentaram próximo ao valor médio fosse ainda maior. Dessa forma, como proposta de obtenção do coeficiente em estruturas com cargas no centro de cisalhamento, recomenda-se a utilização do valor médio como uma alternativa eficiente.

**Figura 4.20 – Coeficiente  $C_b$  para cargas no centro de cisalhamento. a) Carga concentrada. b) Carga distribuída.**



a)





b)

Fonte: Autor (2023)

A Figura 4.21 apresenta os resultados obtidos para os coeficientes  $C_b$ , considerando a aplicação de cargas fora do centro de cisalhamento da estrutura. Ao contrário do observado para cargas no centro de cisalhamento, os dados apresentaram grande variação em função da rigidez  $K_e$ , não podendo ser utilizado um valor médio para obtenção do fator de gradiente de momento. Observa-se que de modo geral é possível ajustar uma curva aos dados, podendo essa ser utilizada como expressão analítica para obtenção dos coeficientes. A Figura 4.21a apresenta os resultados obtidos para a carga concentrada aplicada na mesa superior da estrutura. Esse tipo de condição possui efeito desestabilizante e nota-se que nesta situação, os coeficientes obtidos são menores do que os coeficientes para cargas no centro de cisalhamento. Além disso, nota-se que em alguns casos, estes valores são inclusive menores do que 1,0, resultando em valores de momento crítico inferiores aos obtidos para aplicação de momento uniforme, usualmente considerada como a condição mais crítica de carregamento para fins de projeto. Para carga concentrada na mesa superior, o valor médio obtido foi de 1,053, com desvio padrão de 0,08. A amplitude dos dados foi de 0,369. Nota-se, portanto, que aproximar o resultado por um valor médio não é uma boa solução. Nesse caso, a melhor estratégia é utilizar um modelo de regressão para obtenção do coeficiente  $C_b$ . Nos gráficos da Figura 4.21 são apresentados modelos de regressão polinomial, considerando um polinômio de grau 3. Ao se utilizar essa estratégia para a carga concentrada na mesa superior o coeficiente de determinação estatística  $R^2$  foi de 0,9955, sendo este valor, considerado um ótimo coeficiente de correlação para o modelo de regressão.

Ao se analisar a condição de carga concentrada na mesa inferior (Figura 4.21b), ou seja, com efeito estabilizante, observaram-se valores de  $C_b$  maiores do que os valores observados para carga concentrada aplicada no centro de cisalhamento. O valor médio observado foi de 1,665 com desvio padrão de 0,13. A amplitude dos dados foi de 0,568, maior do que a amplitude observada para aplicação de cargas na mesa superior e o coeficiente de determinação  $R^2$  apresentado pela regressão cúbica foi de 0,9957. Ao contrário do comportamento apresentado ao se considerar efeito desestabilizante, os resultados para carga concentrada na mesa inferior apresentaram tendência de crescimento em função da rigidez  $K_e$ . Vale destacar que a rigidez  $K_e$  é inversamente proporcional ao comprimento do perfil. Portanto, para perfis de menor comprimento o efeito estabilizante da aplicação de carga na mesa inferior possui maior influência. Dessa forma, conclui-se também que, para perfis mais curtos, o efeito desestabilizante causado pela aplicação de cargas na mesa superior é mais severo.

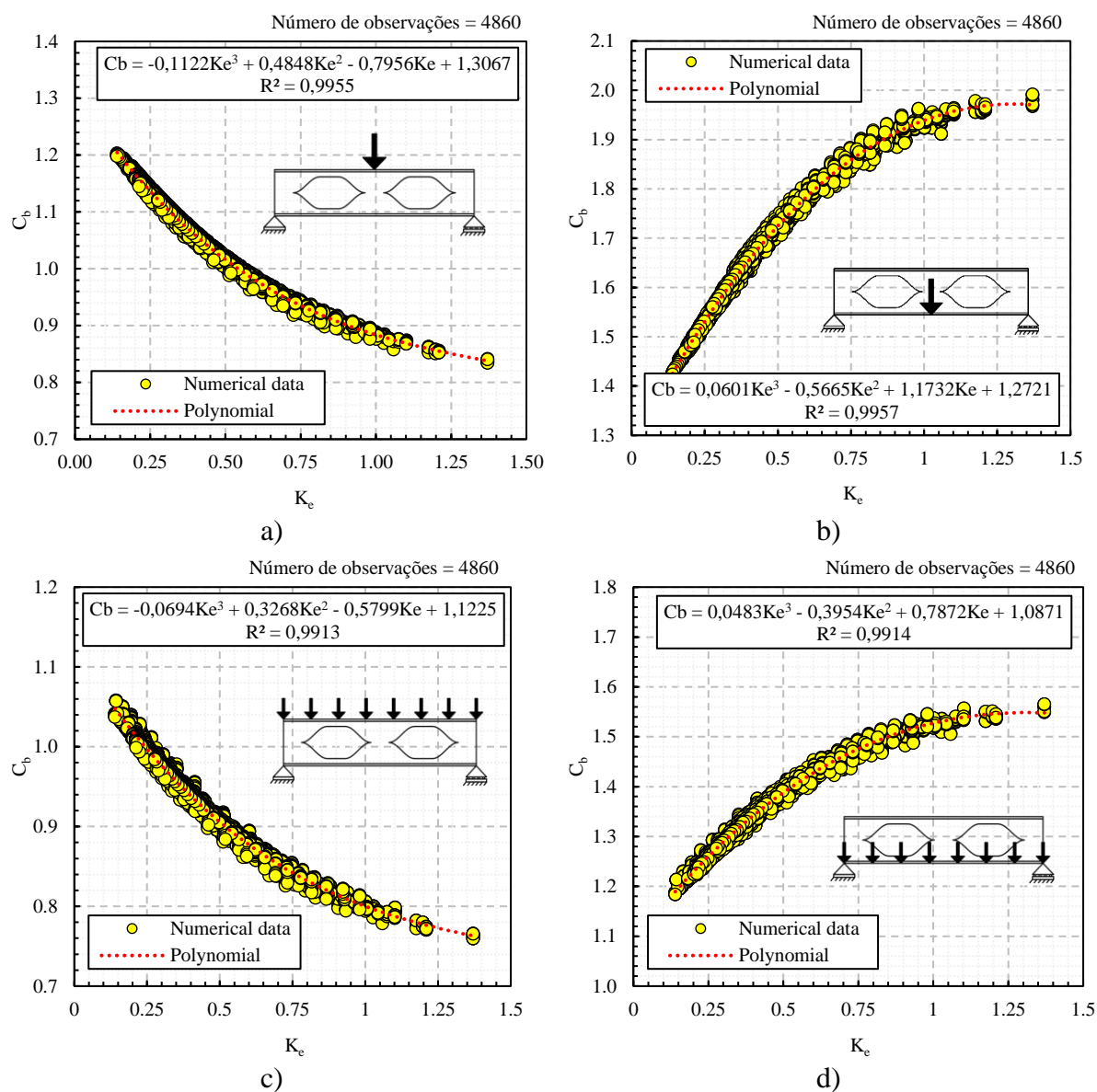
Comportamento semelhante foi observado ao se considerar aplicação de carga distribuída ao longo do vão da estrutura. Para aplicação na mesa superior (Figura 4.21c), a média observada foi de 0,933 com desvio padrão de 0,06 e amplitude de 0,298. Para aplicação na mesa inferior (Figura 4.21d), a média observada foi de 1,349 com desvio padrão de 0,09 e amplitude de 0,381. Em ambos os casos a regressão com base em um polinômio de 3º grau foi eficiente, apresentando valores para o coeficiente de determinação  $R^2$  de 0,9913 e 0,9914 para carga distribuída na mesa superior e inferior, respectivamente.

Na Tabela 4.1 são apresentadas equações alternativas para a determinação do coeficiente  $C_b$ , utilizando regressões com diferentes polinômios, bem como com regressão por potência. Além disso, também é apresentado o valor médio obtido para cada situação.

A Figura 4.22 apresenta o erro relativo com a utilização da regressão polinomial de 3º grau para cada uma das situações de carregamento analisadas neste trabalho. Observou-se um erro médio de 0,0028% 0,0016% e 0,036% para a carga distribuída aplicada na mesa superior, inferior e no centro de cisalhamento, respectivamente. Conforme pode ser observado no boxplot ao lado de cada um dos gráficos da Figura 4.22 para cargas distribuídas, além do valor médio do erro ser próximo à 0, os valores mais extremos são outliers, de modo que a maior parte dos resultados obtidos apresentaram um erro inferior à 2%.

Ao se analisar a carga concentrada, observou-se um erro médio de 0,006%, 0,0015% e 0,24% para carga aplicada na mesa superior, inferior e no centro de cisalhamento, respectivamente. De maneira semelhante ao observado para cargas distribuídas, nota-se que o erro médio para cargas aplicadas no centro de cisalhamento é superior em relação ao erro de cargas com efeito estabilizante e desestabilizante.

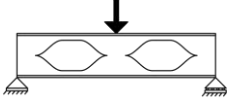
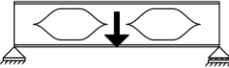
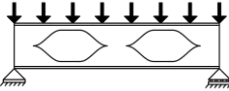
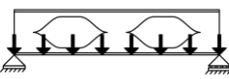
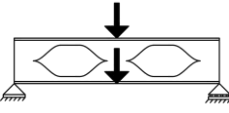
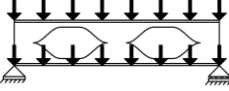
**Figura 4.21 – Coeficiente  $C_b$  para cargas na mesa inferior e superior**



Fonte: Autor (2023)

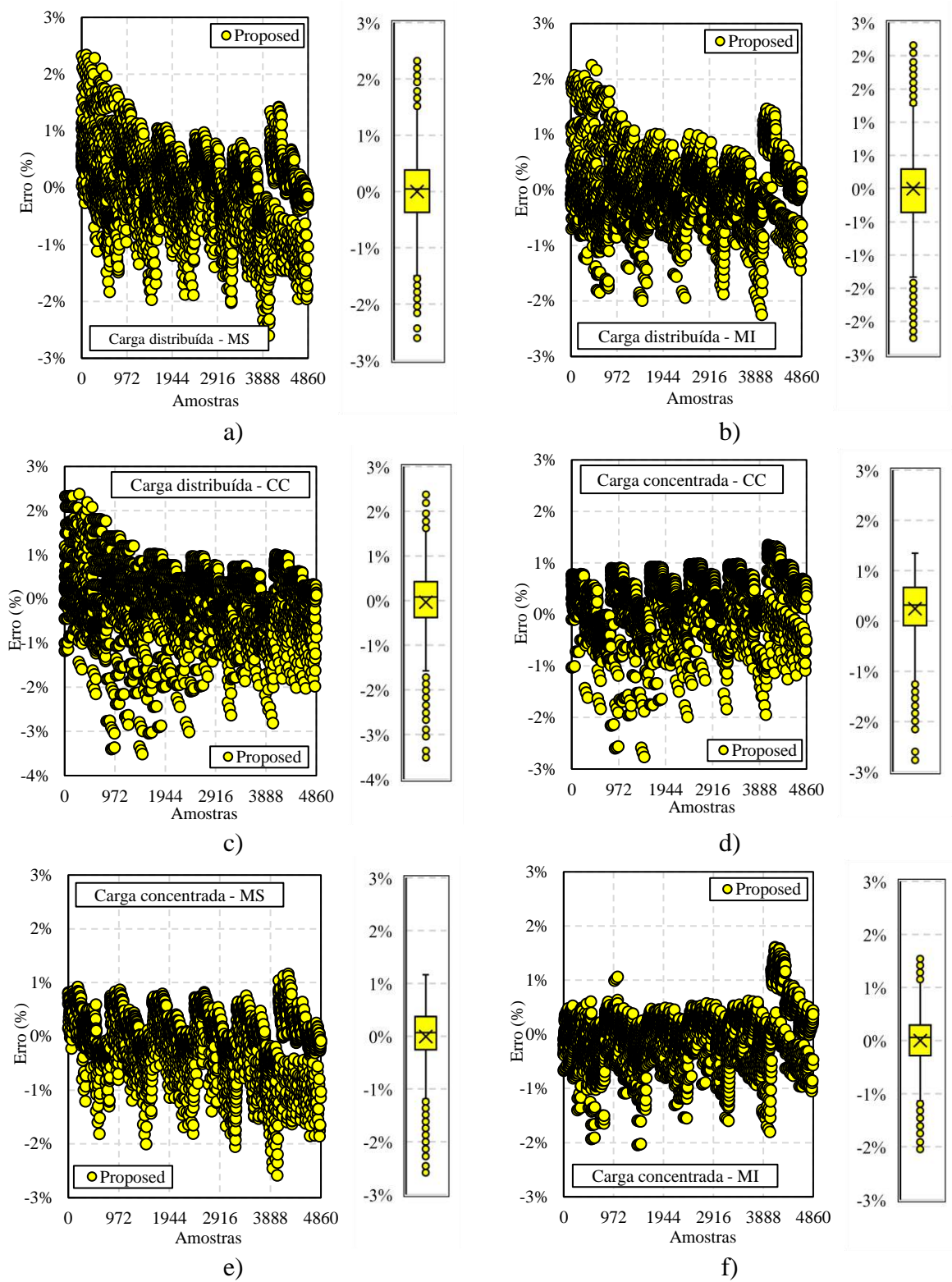
Esse resultado é esperado, visto que o ajuste para essa condição foi realizado considerando o valor médio dos resultados obtidos através do estudo paramétrico. Mais além, nota-se que, de modo geral, para cargas concentradas, não ocorreram valores de outliers no limite superior dos dados, sendo que o erro máximo situou-se abaixo de 2% em todos os casos.

Tabela 4.1 – Equações para predição do valor de  $C_b$ 

Carga	Tipo de regressão	Equação/valor	R <sup>2</sup>
	Cúbica	$C_b = -0,1112K_e^3 + 0,4848K_e^2 - 0,7956K_e + 1,3067$	0,9955
	Quadrática	$C_b = 0,2693K_e^2 - 0,6753K_e + 1,2876$	0,9947
	Potência	$C_b = 0,8971K_e^{-0,172}$	0,9807
	Valor médio	1,05	-
	Cúbica	$C_b = 0,0601K_e^3 - 0,5665K_e^2 + 1,1732K_e + 1,2721$	0,9957
	Quadrática	$C_b = -0,4509K_e^2 + 1,1087K_e + 1,2823$	0,9956
	Potência	$C_b = 1,94K_e^{0,17}$	0,9914
	Valor médio	1,67	-
	Cúbica	$C_b = -0,0694K_e^3 + 0,32688K_e^2 - 0,5799K_e + 1,1225$	0,9913
	Quadrática	$C_b = 0,1935K_e^2 - 0,5055K_e + 1,1107$	0,9907
	Potência	$C_b = 0,8123K_e^{-0,149}$	0,975
	Valor médio	0,93	-
	Cúbica	$C_b = 0,0483K_e^3 - 0,3954K_e^2 + 0,7872K_e + 1,0871$	0,9914
	Quadrática	$C_b = -0,3026K_e^2 + 0,7354K_e + 1,0953$	0,9912
	Potência	$C_b = 1,5274K_e^{0,1382}$	0,9863
	Valor médio	1,35	-
	Cúbica	$C_b = 0,0527K_e^3 - 0,1677K_e^2 + 0,1282K_e + 1,2986$	0,3296
	Valor médio	1,32	-
	Cúbica	$C_b = 0,0307K_e^3 - 0,1025K_e^2 + 0,0663K_e + 1,1102$	0,312
	Valor médio	1,12	-

Fonte: Autor (2023)

Figura 4.22 – Erros obtidos com a utilização da regressão cúbica

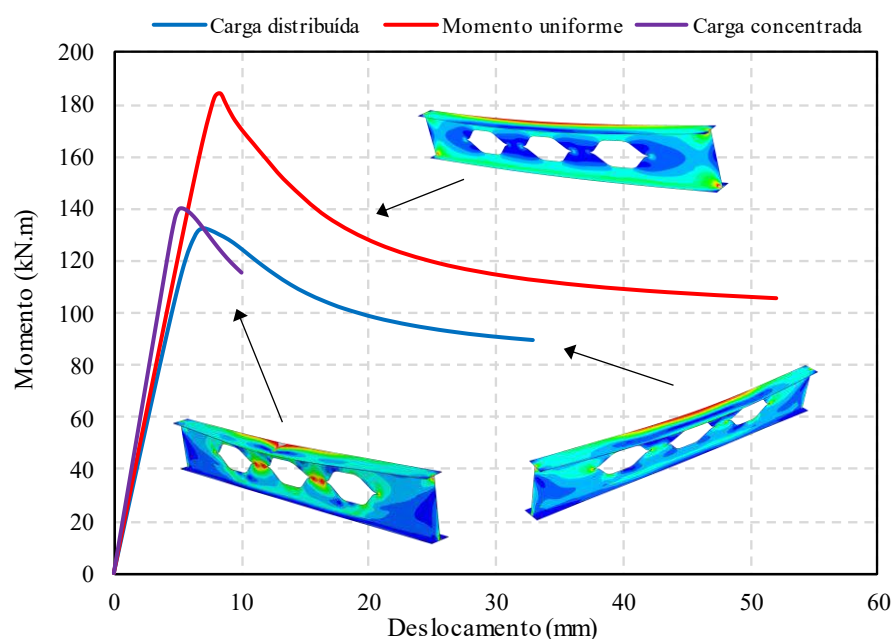


Fonte: Autor (2023)

### 4.3 ANÁLISE NÃO LINEAR FÍSICO-GEOMÉTRICA COM IMPERFEIÇÕES

Por meio da análise não linear dos modelos desenvolvidos no estudo paramétrico foi possível obter a carga última resistente dos elementos estudados, considerando as não-linearidades física e geométrica, bem como as imperfeições iniciais dos modelos. Com isto, obteve-se um panorama completo do comportamento mecânico dos membros estudados com relação à sua capacidade resistente. Foram estudadas três situações de carregamento, como descrito anteriormente no Capítulo 3. Com base nas simulações efetuadas foram obtidas as curvas carga x deslocamento de cada um dos modelos, como exemplificado na Figura 4.23. Nota-se na Figura 4.23 que para o perfil mostrado (IPE A 270 – L = 3m) o tipo de carregamento afeta consideravelmente a capacidade resistente do elemento estrutural. Destaca-se que o modo de falha apresentado nos 3 casos de carregamento é o mesmo para o exemplo em questão, portanto, a redução na capacidade resistente deve-se à presença de esforços de cisalhamento e ao efeito desestabilizante das cargas aplicadas na mesa superior. Efeito este que torna as situações de gradiente de momento mais críticas do que a situação de momento uniforme. Vale lembrar que, usualmente no dimensionamento de perfis de aço submetidos à flexão, considera-se o momento uniforme como a situação mais crítica de carregamento. No entanto, essa consideração não é válida para cargas fora do centro de cisalhamento, como pode-se perceber por meio do resultado utilizado como exemplo.

**Figura 4.23 – Curvas carga x deslocamento com diferentes tipos de carga**

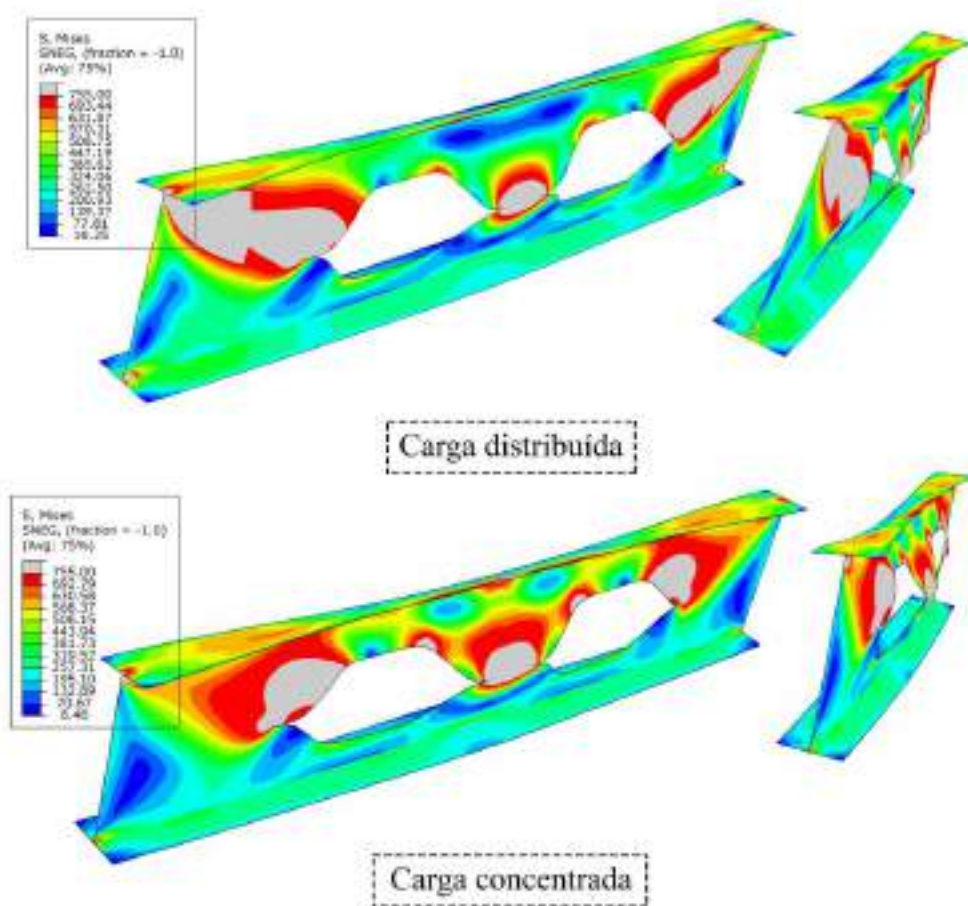


Fonte: Autor (2023)

Nota-se também uma alteração na distribuição de tensões para os perfis, em função da alteração do tipo de carregamento. Para a carga concentrada, considerável aumento de tensões ocorre na porção entre as aberturas, a qual é denominada de montante da alma.

Embora para o perfil exemplificado os modos de falha tenham sido os mesmos (flambagem lateral com torção inelástica), o modo de falha de um perfil pode sofrer alteração quando consideradas cargas que geram gradiente de momento, e por consequência, esforços de cisalhamento. Para perfis mais curtos observou-se a ocorrência de instabilidades locais nos elementos, em especial no montante da alma. A ocorrência desses modos de falha locais se dá de forma semelhante para cargas distribuída e concentrada, conforme ilustra a Figura 4.24. Nota-se na figura a ocorrência de falha por flambagem do montante da alma (FMA).

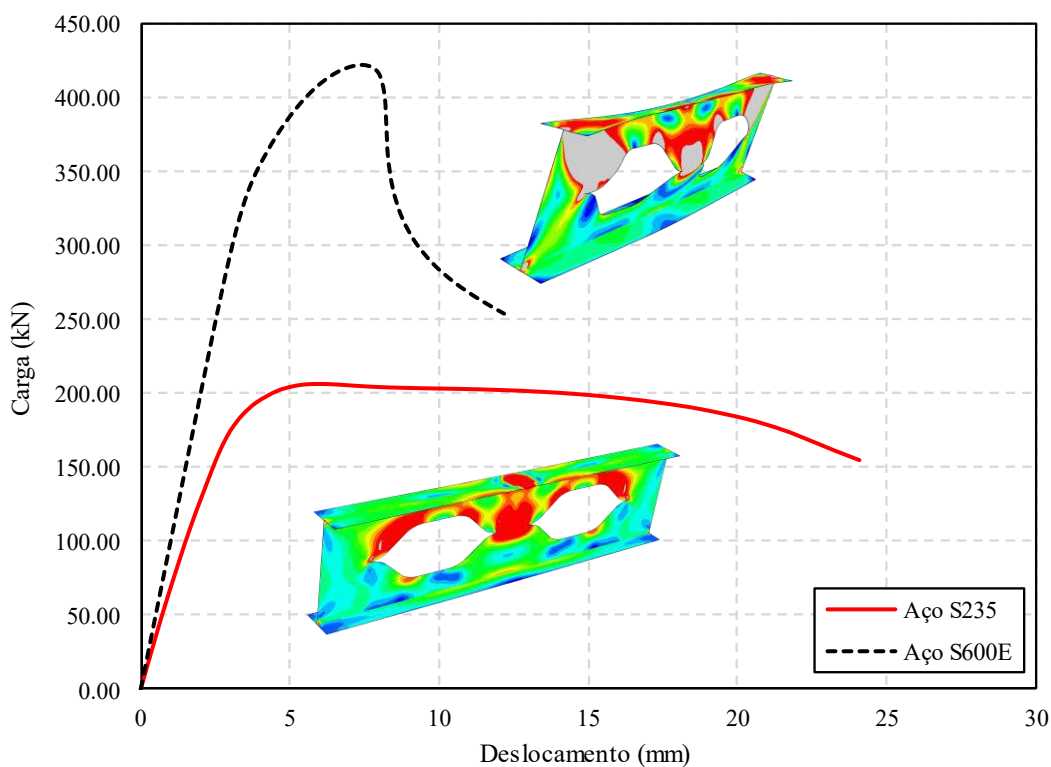
**Figura 4.24 – Modo de falha obtido em um perfil de curto comprimento com carga distribuída e concentrada**



Fonte: Autor (2023)

Vale destacar que, o surgimento de modos de falha locais, como a flambagem do montante da alma (FMA), em alguns dos comprimentos analisados só foi possível devido à alta tensão de escoamento do aço S600E. Com a alta resistência do material, o momento de plastificação dessas estruturas é consideravelmente maior do que seria no caso de aços convencionais. Dessa forma, para estruturas fabricadas com aços de alta resistência é possível atingir maiores valores de esbeltez local e, portanto, viabilizar a ocorrência de modos de falha que outrora não seriam atingidos, no caso de aços convencionais. A título de exemplo, a Figura 4.25 apresenta a comparação entre a curva carga x deslocamento de um mesmo perfil, fabricado com aço S600E e aço carbono (S235). Nota-se que o perfil de aço carbono atinge o momento de plastificação e, portanto, a falha se dá pelo escoamento da seção transversal, ao passo que o perfil fabricado com o aço S600E alcança maior capacidade de carga e apresenta falha por FMA. Na simulação em questão foi aplicada uma carga concentrada no centro do vão e os deslocamentos foram medidos na porção central da mesa inferior.

**Figura 4.25 – Comparação entre a curva carga x deslocamento de um perfil simulado com aço S600E e aço S235**

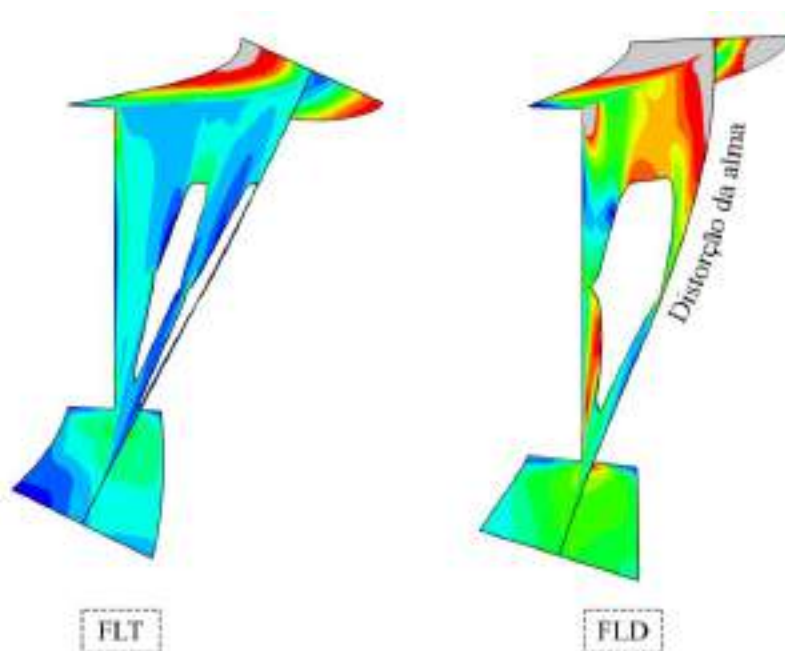


Fonte: Autor (2023)



Alterações no modo de falha podem ocorrer também com a aplicação de momento constante. Observou-se que neste caso, para perfis mais curtos ocorre uma predominância da flambagem lateral com torção (FLT). Ao contrário da flambagem lateral com torção (FLT), na FLD ocorre uma considerável distorção da alma durante a instabilidade. Essa distorção torna-se especialmente visível ao se analisar a seção transversal central do elemento, na qual observa-se uma ligeira curvatura da alma. A Figura 4.26 ilustra essa situação. Destaca-se principalmente como consequência do surgimento de distorção na alma, uma menor resistência à instabilidade, se comparada à FLT pura (sem distorção).

**Figura 4.26 – Ocorrência de distorção na alma em perfis sob momento constante**

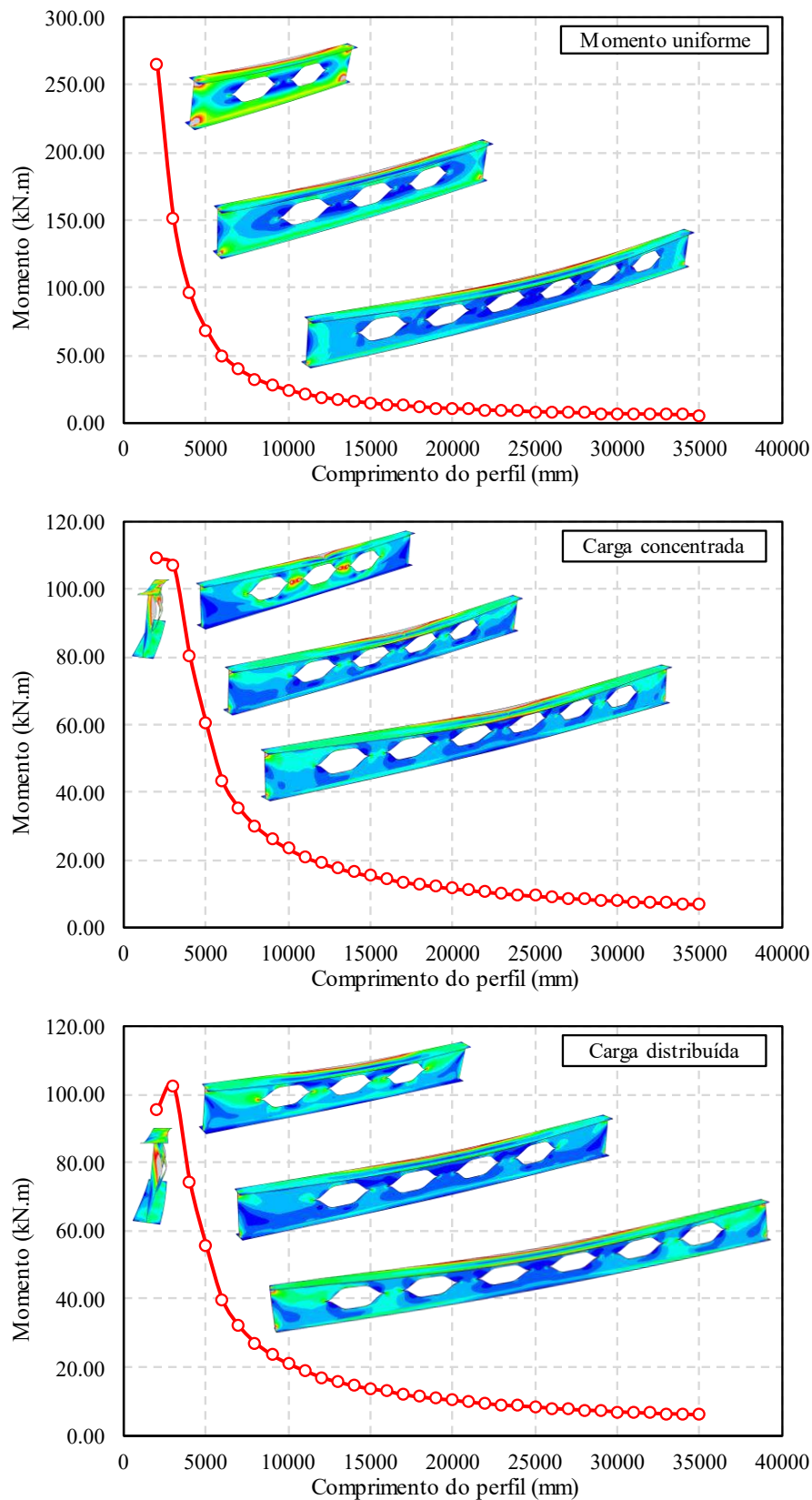


Fonte: Autor (2023)

Com base nos resultados apresentados até o momento, observa-se que o comprimento destravado do perfil é uma variável de grande interesse e que tem influência considerável no modo de falha do elemento estrutural. A Figura 4.27 apresenta as curvas de flambagem para um dos perfis avaliados por meio do estudo paramétrico. Nota-se que os modos de falha locais podem acontecer em perfis com baixa esbelteza global e que ao se aumentar o comprimento do perfil tende-se a atingir a falha por flambagem lateral com torção. Contudo, entre estes dois extremos pode-se observar a ocorrência de interações entre os modos de falha local e global. A interação entre os modos de falha ocorre para as situações de carregamento onde há a presença de esforços de cisalhamento. De igual modo, as interações entre estes modos de falha levam a uma considerável redução da capacidade do elemento, sendo um importante fator a se analisar

em projeto. A Figura 4.28 apresenta alguns exemplos de interações observadas no presente estudo.

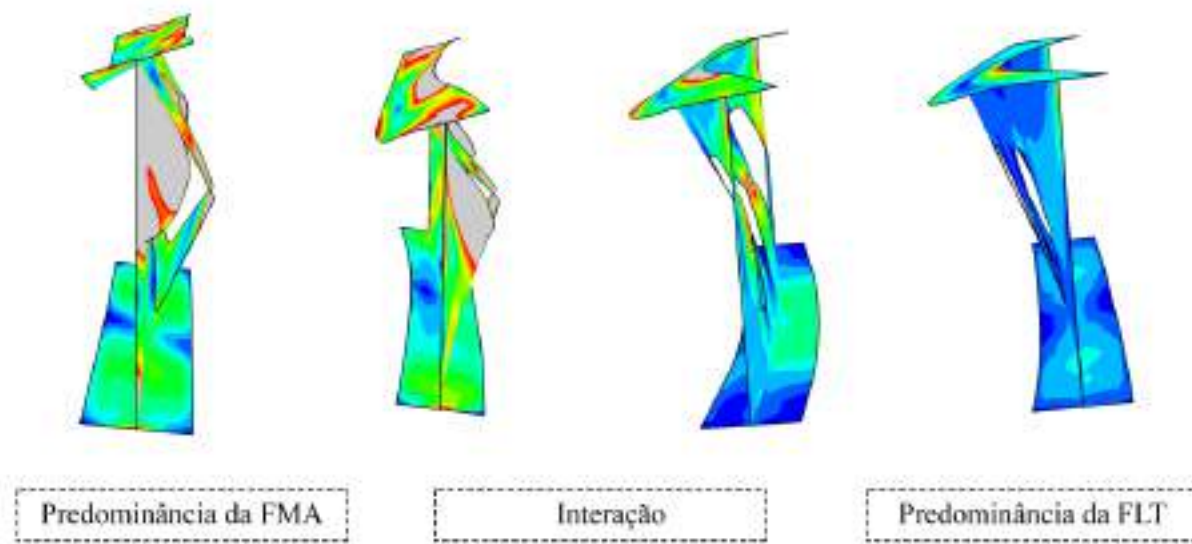
**Figura 4.27 – Curva de flambagem do perfil IPE A 270 sob momento uniforme**



Fonte: Autor (2023)

Todas as curvas de flambagem obtidas por meio do estudo podem ser encontradas no Apêndice B.

**Figura 4.28 – Interação entre os modos de falha local e global**



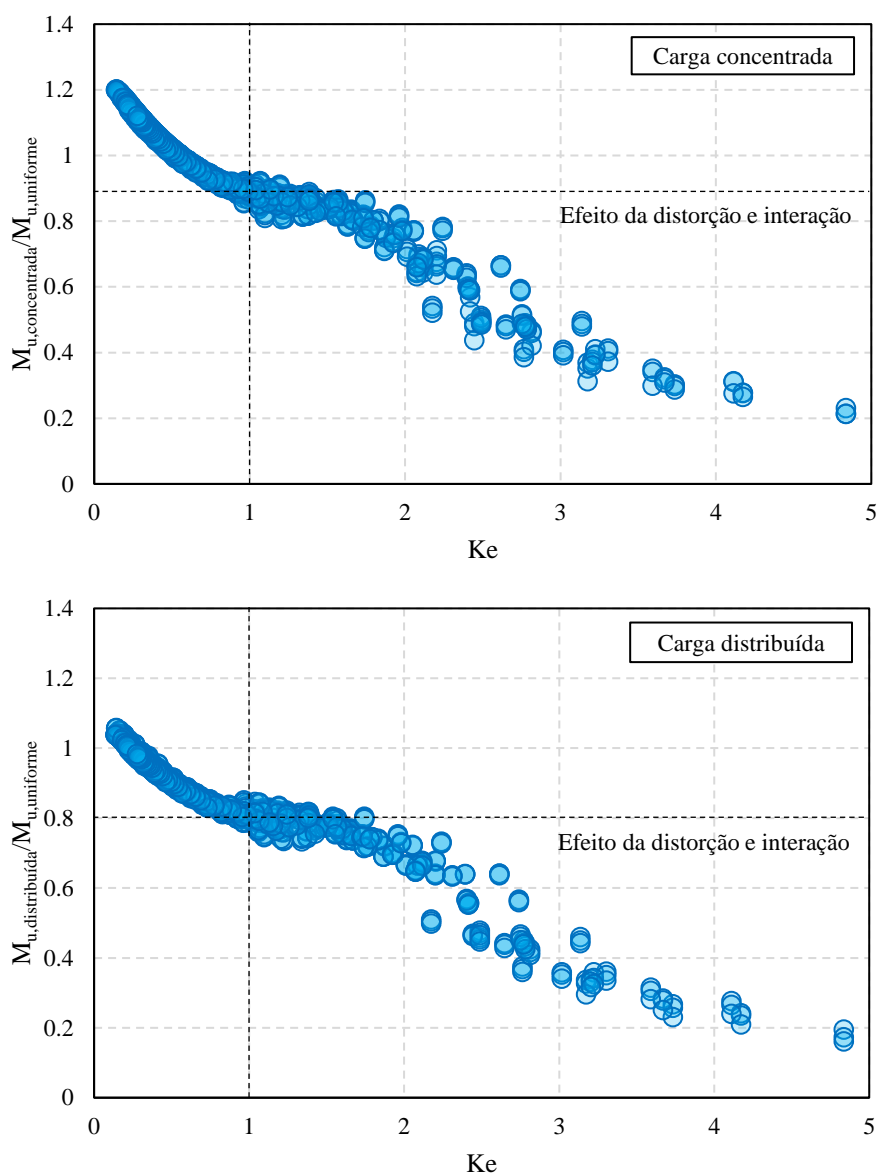
Fonte: Autor (2023)

Conforme destacado no parágrafo anterior, as interações ocorreram para as cargas concentrada e distribuída, dado o surgimento de falhas locais em perfis de menor comprimento e o subsequente efeito desses modos de falha em perfis com maiores comprimentos. Uma vez que as interações ocorreram para a aplicação de cargas transversais, uma alternativa para se avaliar a ocorrência das interações é por meio da relação entre o momento último quando da aplicação de momento uniforme no elemento estrutural e aplicação de cargas transversais. Essa análise é apresentada a seguir, de forma semelhante à análise apresentada no Capítulo 4.2. A Figura 4.29 apresenta o comportamento da relação entre os momentos últimos em função do fator adimensional de rigidez lateral torsional ( $K_e$ ). Na Seção 4.2 foi apresentado o comportamento do coeficiente  $C_b$  para elementos sob falha por FLT, considerando uma análise linear de flambagem. Nos gráficos expostos a seguir, é possível observar que para valores de fator adimensional de rigidez lateral torsional menores do que 1,0 ocorre um comportamento extremamente semelhante ao observado para as análises lineares de flambagem anteriormente discutidas. No entanto, para valores de  $K_e$  superiores a 1,0, é possível notar uma mudança significativa, com considerável aumento na dispersão dos resultados e uma crescente diminuição da relação entre momentos últimos em função do fator  $K_e$ . Destaca-se que o fator  $K_e$  é inversamente proporcional ao comprimento do perfil. Dessa forma, a redução drástica da relação entre os momentos últimos deve-se ao surgimento de efeitos de distorção e da interação

entre os modos de falha estudados, bem como ao surgimento de modos de falha locais nos perfis de menor comprimento.

Ressalta-se que para valores de fator  $K_e$  inferiores a 1 são válidas as conclusões apresentadas no Capítulo 4.2. Nota-se na Figura 4.29 que de modo geral, a tendência de diminuição nos valores da relação entre os momentos últimos é semelhante para as cargas concentrada e distribuída. Contudo, a redução da capacidade resistente do perfil foi mais acentuada para aplicação de carga distribuída.

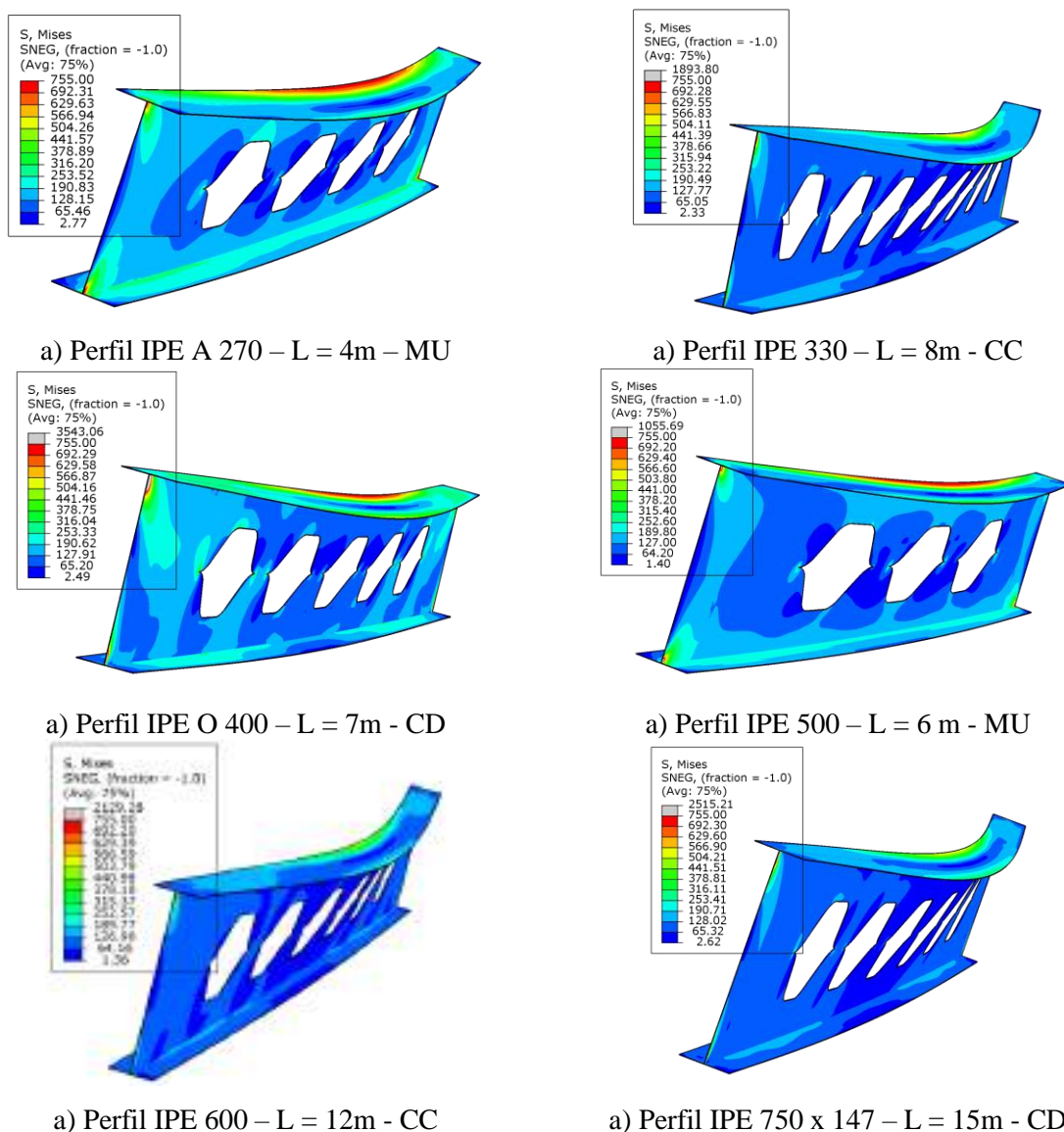
**Figura 4.29 – Fator de gradiente de momento inelástico**



Fonte: Autor (2023)

De forma geral, os efeitos deletérios causados pela interação entre modos de falha e a ocorrência de modos de falhas locais se limitam à perfis de curto comprimento. Para a grande maioria dos perfis analisados neste estudo a falha dos perfis se deu pela flambagem lateral com torção. Em um grande número desses casos a FLT se deu no regime elástico. Nota-se, contudo que a mesma a FLT, no regime elástico, se comporta de forma diferente da observada em perfis de alma cheia, conforme apresentado no Capítulo 4.2. A seguir, são apresentadas as configurações deformadas de alguns perfis selecionados no estudo paramétrico (Figura 4.30). Objetiva-se com a Figura 4.30 apresentar a falha por FLT pura (sem interações ou distorções) obtida em parte dos modelos analisados.

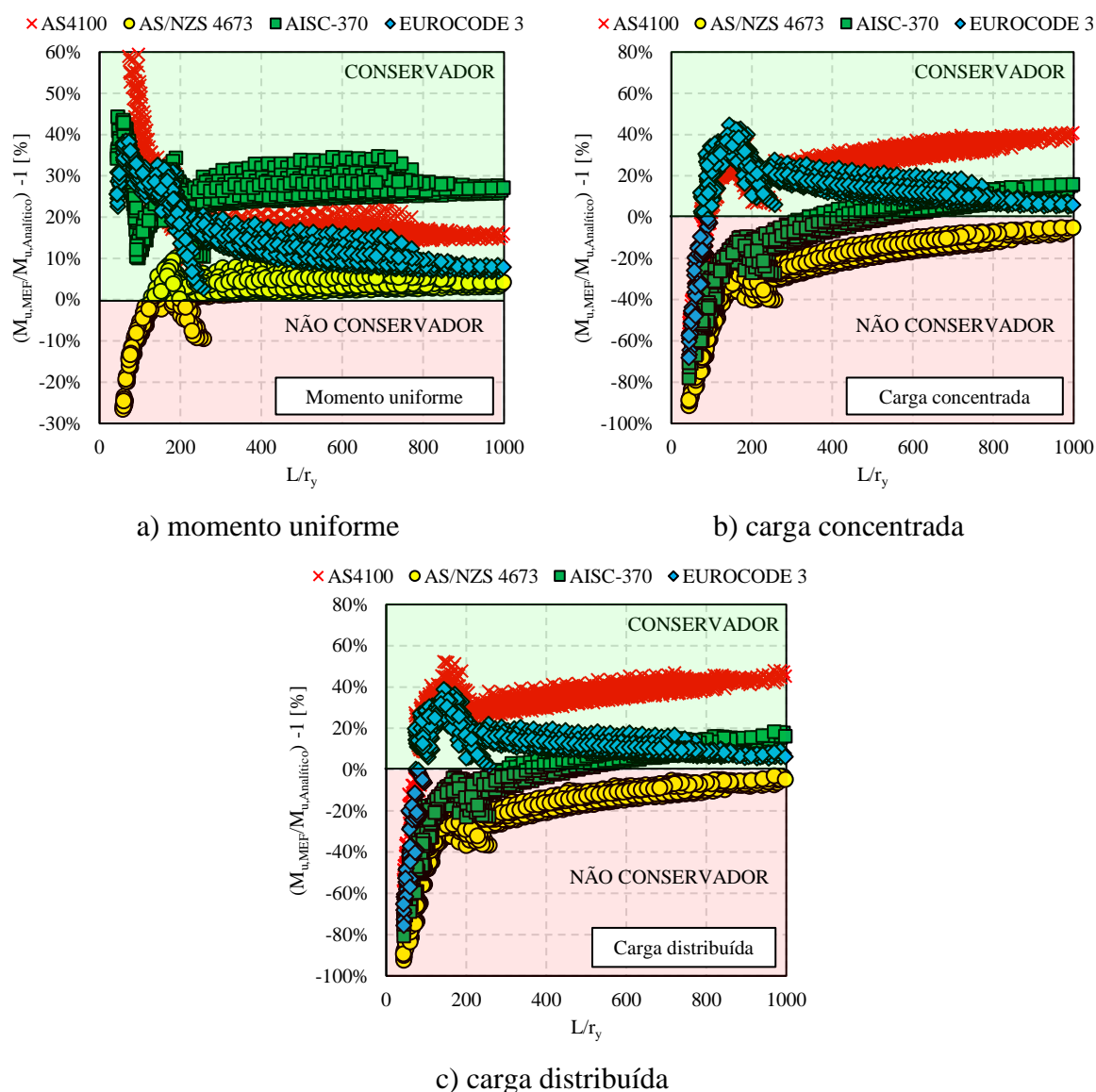
**Figura 4.30 – Configurações deformadas ligadas à falha por FLT**



### 4.3.1 Comparação com procedimentos normativos

Com base na confecção das curvas carga x deslocamento de cada um dos 5940 perfis estudados, foi extraído o valor de carga resistente última e este valor foi comparado com os resultados analíticos dos procedimentos normativos descritos no Capítulo 2. Os resultados dessa comparação são exibidos na Figura 4.31.

**Figura 4.31 – Comparação entre os procedimentos normativos e os resultados numéricos**



Fonte: Autor (2023)

Observa-se que para a condição de momento constante, os procedimentos analisados, com exceção do código AS/NZS foram conservadores para todas as situações analisadas, em especial para os modelos em que o modo de falha foi a flambagem lateral com torção inelástica.

Nota-se que para valores de esbeltez global superiores a 200 ocorre uma tendência de comportamento semelhante para todos os procedimentos normativos, resguardadas as diferenças em relação ao nível de conservadorismo de cada um deles. A norma americana AISC-370 foi a mais conservadora para essa situação de carregamento. Isto ocorre em partes, devido ao coeficiente de redução da flambagem lateral com torção elástica  $\beta_{LT}$  aplicado pelo procedimento.

Para as cargas distribuída e concentrada os procedimentos apresentaram desempenho semelhante. De modo geral, em ambas as situações os códigos de projeto falham em prever a capacidade resistente em elementos de menor esbeltez. Como apresentado anteriormente, nessa situação podem ocorrer significativos efeitos de interação e distorção nos perfis, efeitos estes não levados em consideração pelos códigos de projeto. Além disso, o efeito desestabilizante diminui consideravelmente o desempenho de procedimentos normativos como os apresentados nas normas AISC-370 e AS/NZS 4673. O melhor desempenho na predição da capacidade resistente dos elementos submetidos à carregamentos transversais foi o EUROCODE 3, especialmente a partir do momento em que os modelos passam a exibir a falha por flambagem lateral com torção elástica, sem a presença de distorção ou possíveis interações com outros modos de falha.

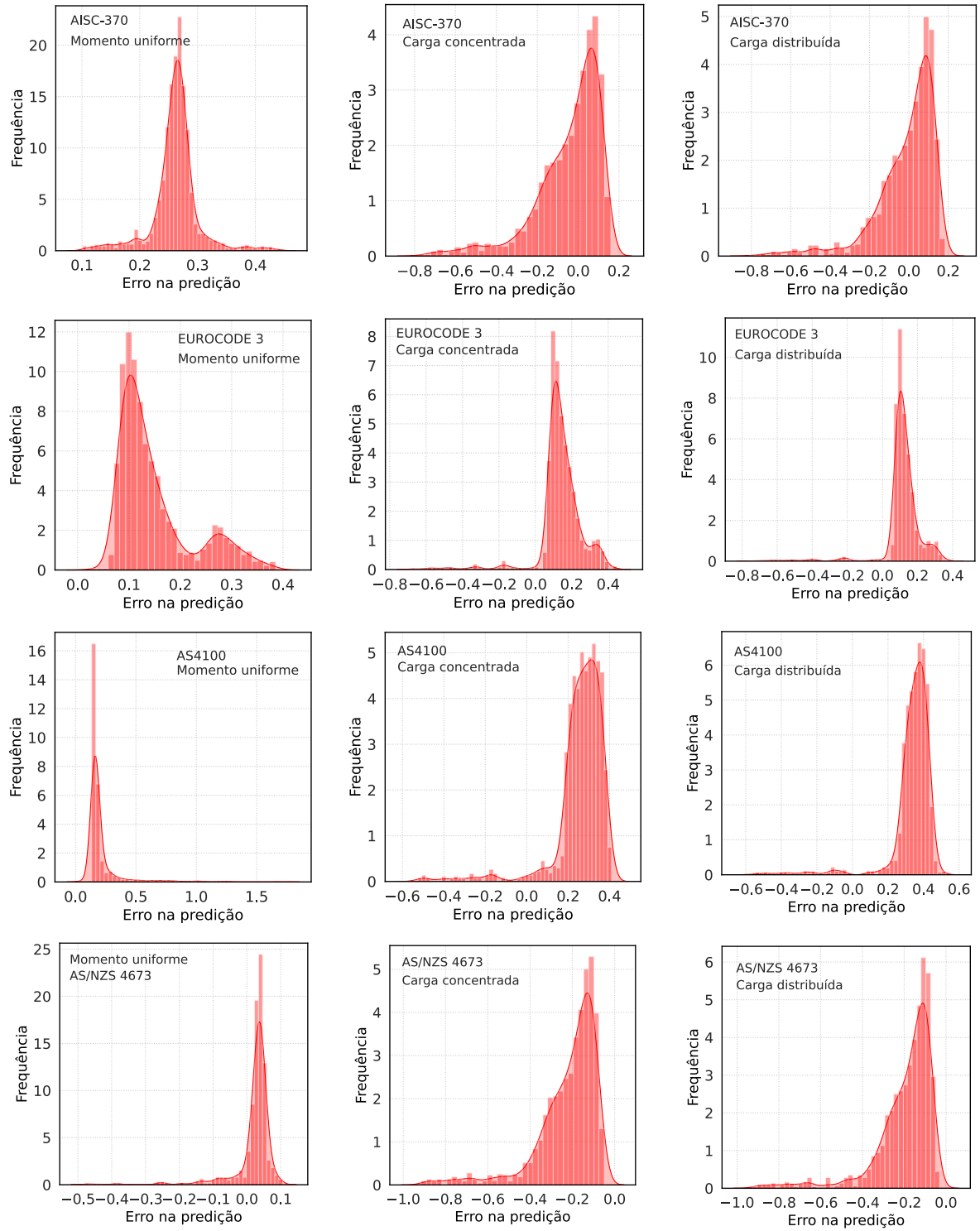
A Tabela 4.2 apresenta os valores de média, desvio padrão e variância para a comparação entre os resultados numéricos e normativos. Além disso, a distribuição de frequência dos erros apresentados por cada um dos procedimentos e condições de carregamento analisadas é apresentada na Figura 4.32.

**Tabela 4.2 – Dados estatísticos da comparação com procedimentos normativos**

<b>Carregamento</b>	<b>Norma</b>	<b>Média</b>	<b>Desvio padrão</b>	<b>Variância</b>
Momento uniforme	AISC-370	26,19%	4,00%	0,16%
	EUROCODE 3	14,88%	7,21%	0,52%
	AS/NZS 4673	1,98%	6,38%	0,41%
	AS4100	21,12%	15,94%	2,54%
Carga concentrada	AISC-370	-4,47%	16,02%	2,57%
	EUROCODE 3	14,13%	11,88%	1,41%
	AS/NZS 4673	-22,15%	14,68%	2,15%
	AS4100	25,92%	12,77%	1,63%
Carga distribuída	AISC-370	-1,38%	15,23%	2,32%
	EUROCODE 3	11,55%	11,34%	1,29%
	AS/NZS 4673	-19,64%	14,16%	2,01%
	AS4100	33,81%	12,48%	1,56%

Fonte: Autor (2023)

**Figura 4.32 – Frequência dos erros obtidos com a aplicação de procedimentos normativos**



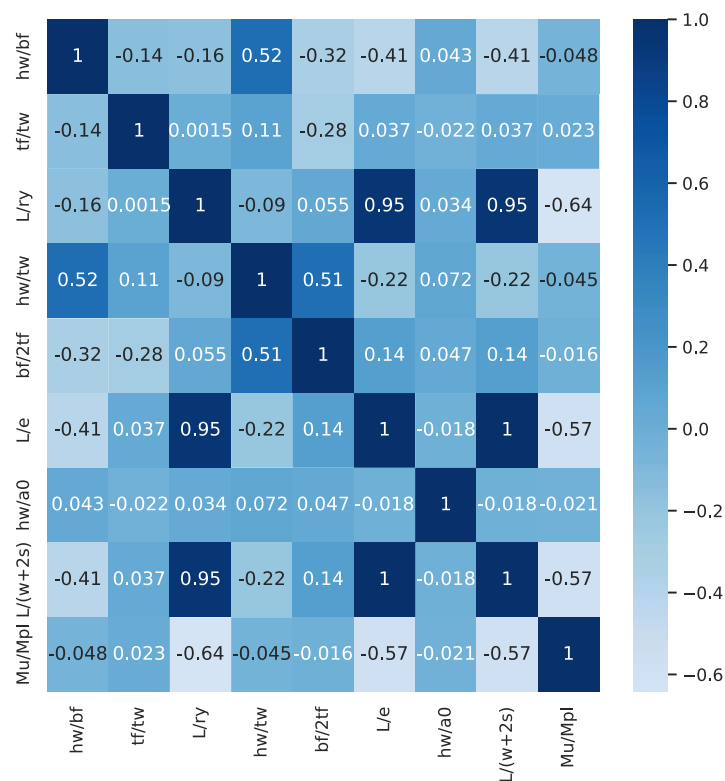
Fonte: Autor (2023)



## 4.4 MODELAGEM POR MEIO DE REDES NEURAIS ARTIFICIAIS

Para a realização do treinamento da Rede Neural Artificial (RNA) os dados de entrada (apresentados inicialmente na Figura 3.10) foram utilizados de forma adimensional. Para isto foram utilizadas relações entre os parâmetros dos perfis de modo a se obter dados de entrada relevantes para o treinamento da RNA. O dado de saída considerado é a relação entre o momento resistente último dos perfis e o seu momento de plastificação ( $M_u/M_{pl}$ ). Desse modo, o parâmetro de saída do treinamento é a redução da capacidade resistente do perfil, se comparada à capacidade resistente à plastificação da seção transversal. Os parâmetros de entrada considerados no treinamento da RNA são apresentados na Figura 4.33 em forma de uma matriz de correlação. Observa-se que os maiores valores de correlação com a variável de saída são aqueles ligados ao comprimento destravado do perfil.

**Figura 4.33 – Matriz de correlação dos dados utilizados como parâmetros de entrada**



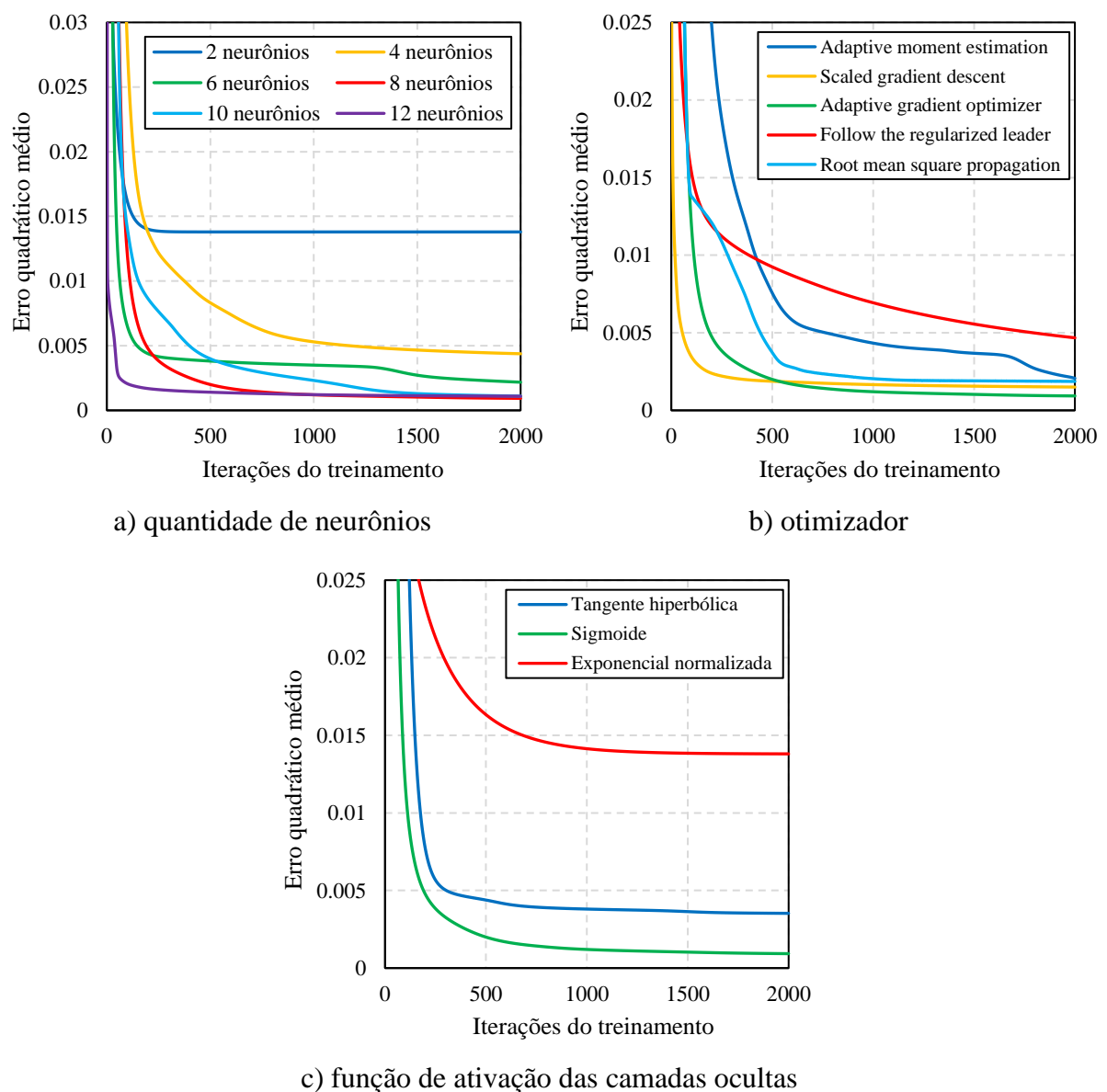
Fonte: Autor (2023)

Para se obter o melhor treinamento possível para a RNA foi realizado um estudo de sensibilidade dos parâmetros de treinamento. O estudo foi realizado para que fossem definidos o otimizador (*solver*), a quantidade de neurônios nas camadas ocultas da rede e a função de

ativação a ser utilizada no treinamento. A Figura 4.34 apresenta os resultados obtidos nos testes de sensibilidade, relacionando o erro quadrático médio (EQM) em função das iterações de treinamento. O erro quadrático médio é calculado de acordo com a Equação 4.5, na qual  $y_i$  representa a predição do resultado pela RNA e  $t_i$  o resultado numérico utilizado no treinamento.

$$EQM = \frac{1}{n} \left( \sum_{i=1}^n (y_i - t_i)^2 \right) \quad (4.5)$$

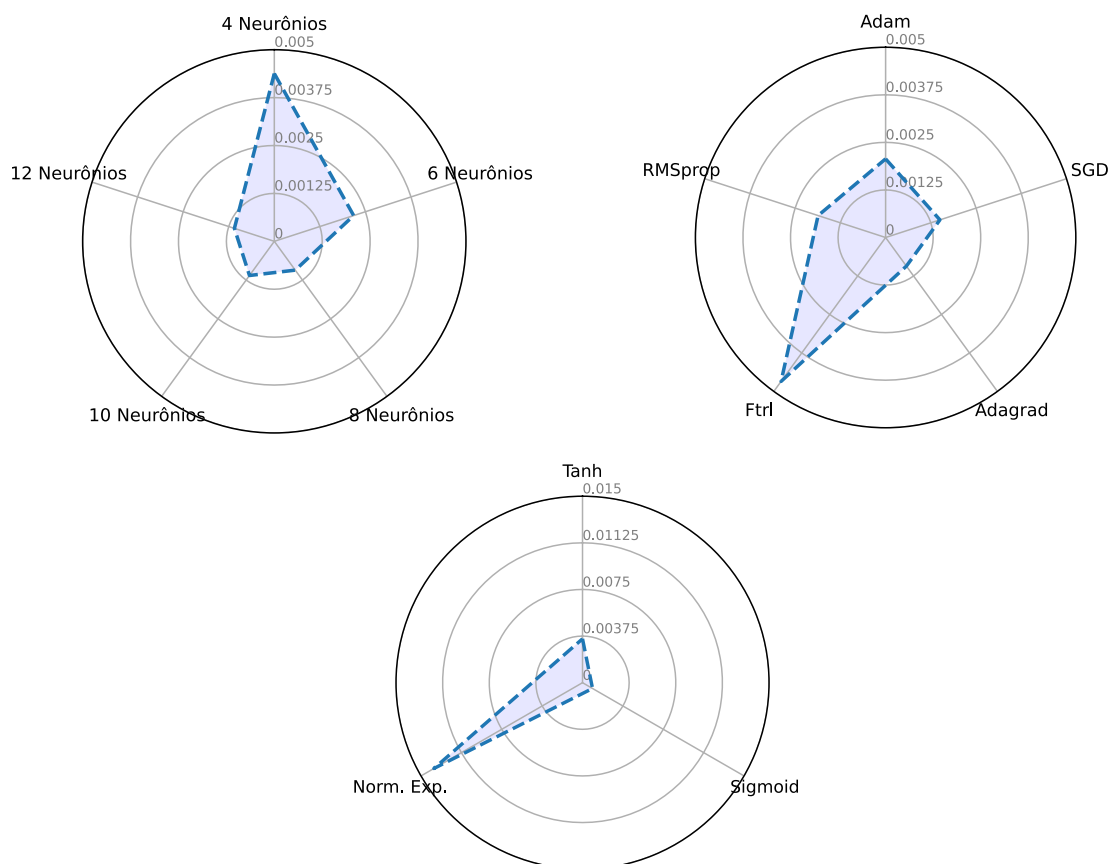
**Figura 4.34 – Performance do treinamento em função de parâmetros chaves**



Fonte: Autor (2023)

Observa-se que a utilização de mais de 8 neurônios nas camadas ocultas não resultou em melhora no desempenho do treinamento da rede neural. Dessa forma, foram adotadas camadas ocultas com 8 neurônios. Além disso, ao se analisar os otimizadores do treinamento foi possível notar que a utilização do otimizador ADAGRAD (*Adaptative gradient optimizer*) teve o melhor desempenho dentre os otimizadores testados. Quanto às funções de ativação testadas, a que obteve melhor performance foi a função sigmoial. Apenas três opções foram analisadas visto que outras funções de ativação não apresentaram resposta significativa no treinamento da rede neural, como, por exemplo, a função linear. Dessa forma, baseado no teste preliminar de treinamento concluiu-se que, para o treinamento do conjunto de dados deste trabalho a combinação mais eficiente de parâmetros leva a construção de uma rede neural com 2 camadas de 8 neurônios com função sigmoial de ativação e otimizador *Adaptative gradient optimizer*. Os resultados finais de cada um dos testes podem ser melhor analisados pela Figura 4.35, a qual apresenta o desempenho final de cada uma das possibilidades testadas no estudo de sensibilidade do treinamento.

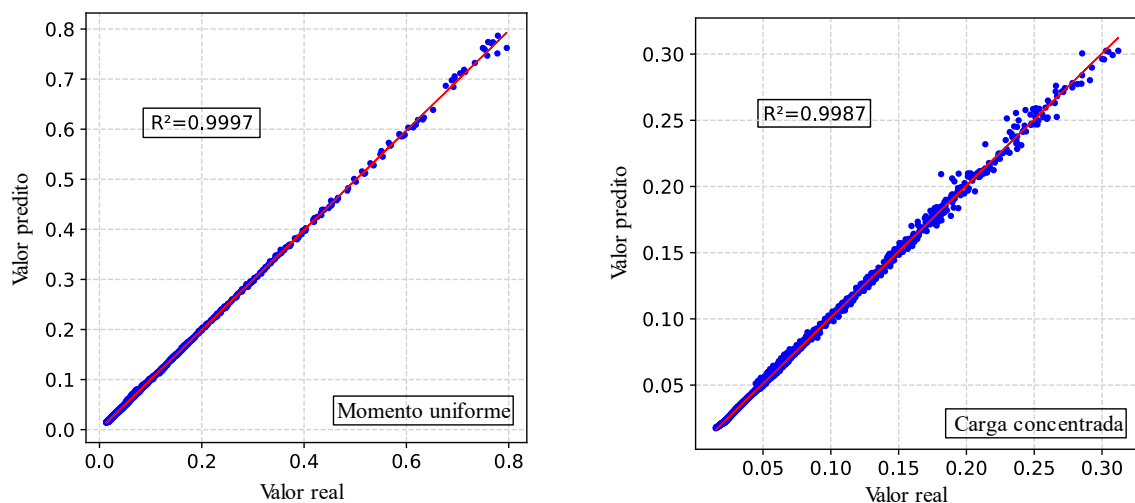
**Figura 4.35 – Resultados da busca pelos parâmetros de treinamento**



Fonte: Autor (2023)

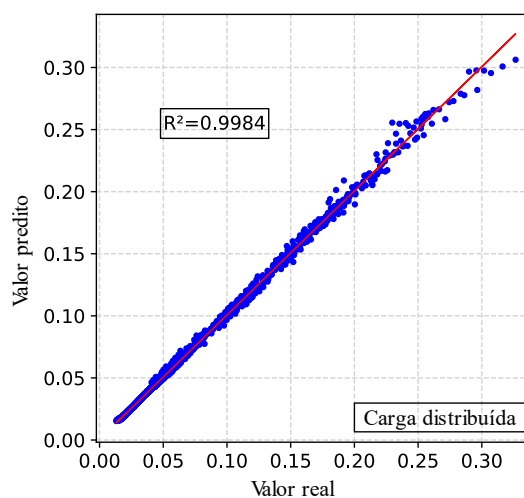
Com base na arquitetura de rede neural apresentada foi efetuado o treinamento da RNA considerando os dados obtidos no estudo numérico previamente descrito. Para melhorar a performance do treinamento e a qualidade das respostas a serem obtidas, o treinamento foi efetuado de forma separada para cada uma das situações de carregamento estudadas. Dessa forma para cada RNA treinada foram utilizados 1980 modelos em elementos finitos. Durante o treinamento foi realizada uma divisão destes dados, de modo que 30% destes não fossem utilizados no treinamento, no entanto fossem computados no cálculo do desempenho. Dessa forma, evita-se problemas de sobreajuste dos dados e assegura-se maior representatividade do modelo de predição, de modo a viabilizar a sua capacidade de generalização. Os resultados do treinamento são apresentados na Figura 4.36 para cada uma das redes neurais treinadas.

**Figura 4.36 – Resultados obtidos com o treinamento das redes neurais**



a) momento uniforme

b) carga concentrada

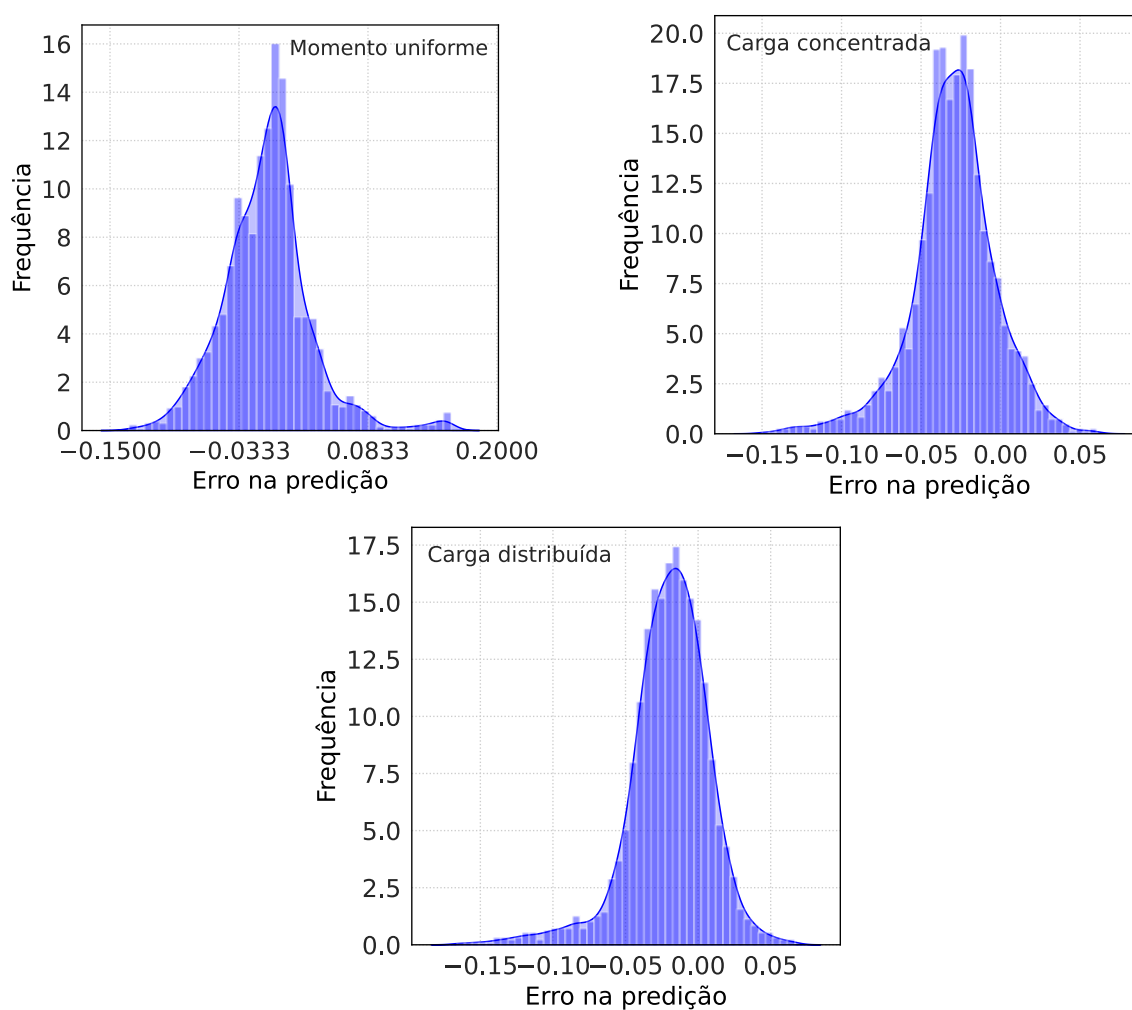


c) carga distribuída

Fonte: Autor (2023)

Observa-se que o desempenho do treinamento foi maior para a aplicação de momento uniforme. Isto pode ser explicado dada a maior homogeneidade no comportamento dos dados para essa condição de carregamento. Ainda assim, o desempenho do treinamento foi satisfatório para as três condições consideradas. Os valores do coeficiente de determinação estatística ( $R^2$ ) foram de 0,9997, 0,9987 e 0,9984 para a aplicação de momento uniforme, carga concentrada e carga distribuída, respectivamente. As distribuições de frequência dos erros obtidos por meio do modelo de redes neurais artificiais são exibidas na Figura 4.37.

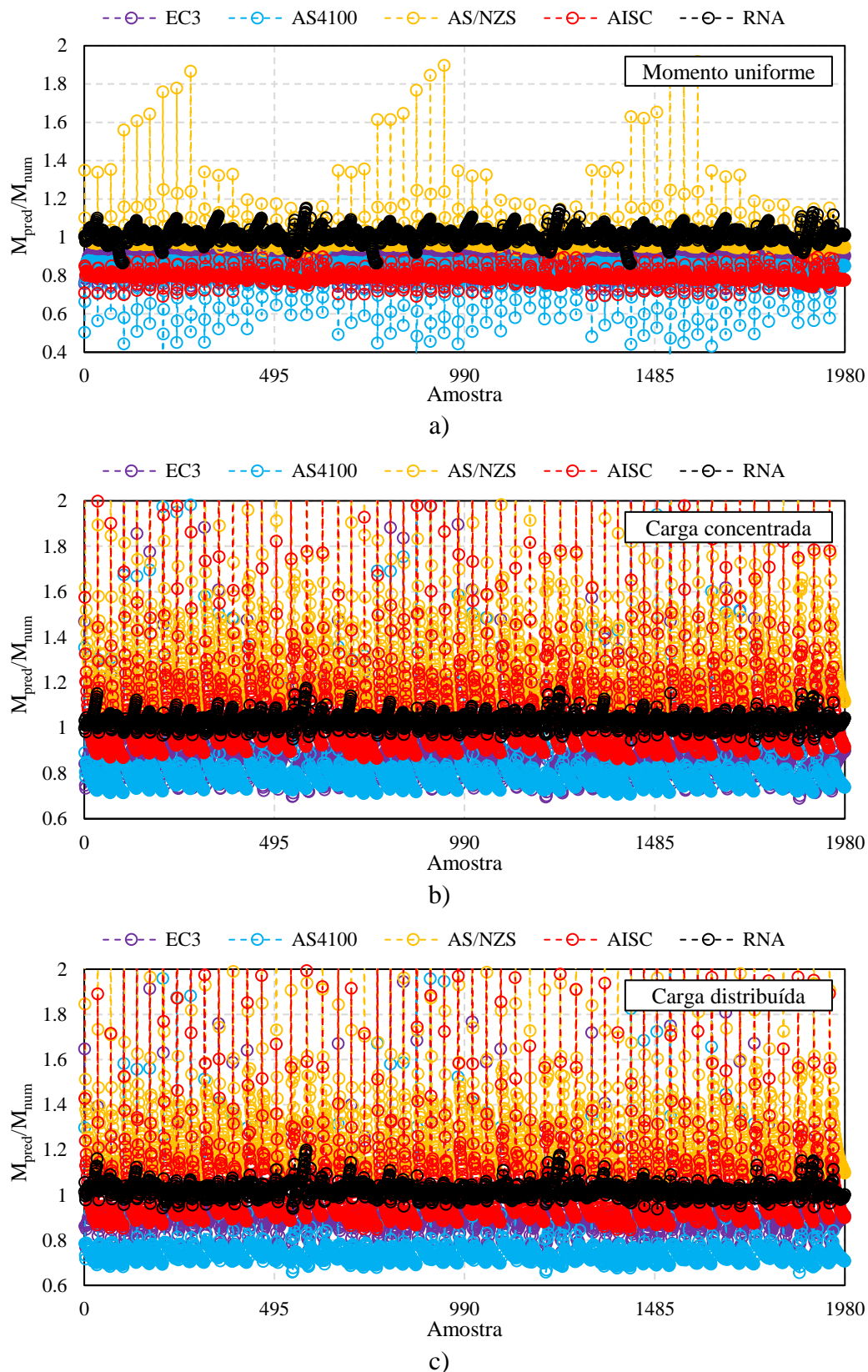
**Figura 4.37 – Frequência dos erros obtidos com a aplicação da rede neural artificial**



Fonte: Autor (2023)

Observa-se pela distribuição dos erros, um erro muito menor, se comparado ao desempenho dos procedimentos normativos analisados na Figura 4.32. A redução no erro de predição torna-se mais evidente ao se comparar diretamente o desempenho do modelo de redes neurais com os resultados obtidos por meio dos códigos de projeto (Figura 4.38).

**Figura 4.38 – Comparação entre os procedimentos normativos e a predição por meio da rede neural artificial**



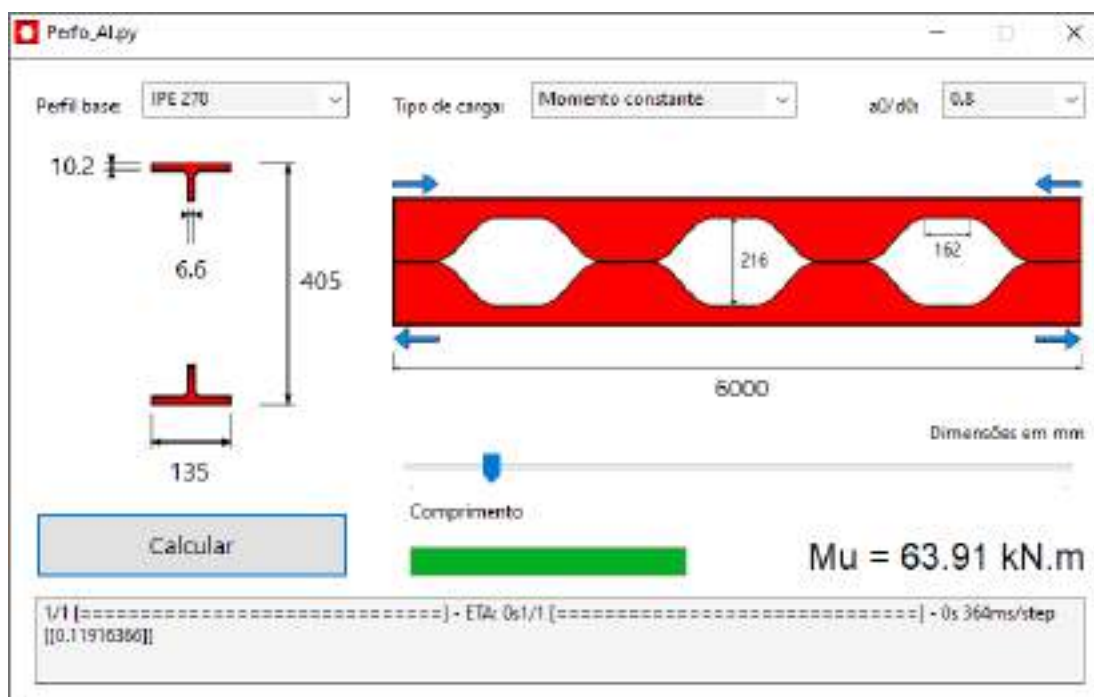
Fonte: Autor (2023)

O erro médio da RNA para determinação da capacidade resistente foi de -0,83%, com 3,93% de desvio padrão para a aplicação de momento uniforme. Para carga concentrada o erro médio foi de -2,97% com desvio padrão de 2,67%. Já para a carga distribuída o erro médio observado foi de -3,33% com desvio padrão de 2,80%.

O desempenho superior do modelo de redes neurais deve-se à capacidade do modelo de capturar corretamente o comportamento do perfil independente das interações entre modos de falha, ocorrência de distorções na alma do perfil, efeito desestabilizante da aplicação de carga e esbeltez global do perfil.

Tendo em vista a complexidade do modelo e a dificuldade em se considerar todos os coeficientes associados aos pesos determinados na etapa de treinamento, no desenvolvimento de uma formulação analítica, foi desenvolvido um software gráfico responsável por viabilizar a aplicação da rede neural artificial treinada. O software possui interface responsável por receber os dados de entrada, repassar essas informações para o modelo de rede neural treinado, em *Python* e então apresentar ao usuário a resposta fornecida pela RNA. A Figura 4.39 apresenta a interface desenvolvida.

**Figura 4.39 – Interface desenvolvida para aplicação da rede neural artificial**



Fonte: Autor (2023)

## 5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O presente trabalho tratou do comportamento de estabilidade de vigas I bissimétricas com aberturas sequenciais na alma em padrão senoidal fabricadas com aço inoxidável de alta resistência. Esse tipo de elemento estrutural se mostra extremamente vantajoso e pode ser uma opção viável para projetos onde há necessidade de aliar desempenho mecânico, estética e durabilidade. O estudo consistiu em um amplo estudo paramétrico realizado por meio do *Software* ABAQUS com a finalidade de compreender o comportamento desses elementos e a influência de seus parâmetros na carga crítica (comportamento idealizado, em regime linear elástico) e carga resistente última (comportamento realista). Evidencia-se a importância do estudo em regime linear elástico, o qual foi efetuado por meio de análises lineares de flambagem, pois fenômenos de instabilidade global podem ocorrer em regime elástico, onde não há influência do comportamento de plasticidade da estrutura na resposta do elemento. Esse é um comportamento visível especialmente em elementos com grandes vãos. Dessa forma, parte considerável do trabalho foi dedicado à compreensão do comportamento das vigas com aberturas senoidais nesse contexto, sobretudo considerando situações usuais de carregamento, como as cargas distribuída e concentrada.

Com base no estudo realizado por meio das análises lineares de flambagem foi possível verificar que, as abordagens atualmente recomendadas em guias de projeto e normas internacionais para a determinação do momento crítico à Flambagem Lateral com Torção (FLT) em vigas de aço com aberturas sequenciais subestima a capacidade desses elementos. A consideração do cálculo de todas as propriedades no centro das aberturas subestima o efeito benéfico da constante de torção no momento crítico, de tal modo que à medida que os comprimentos dos perfis aumentam, o conservadorismo dos resultados obtidos com o cálculo analítico realizado no centro das aberturas se torna cada vez mais exacerbado. Nesse sentido, seguindo a premissa de trabalhos presentes na literatura sobre vigas celulares de aço, foi proposto no trabalho um método de ponderação da constante de torção de modo a melhor representar o comportamento dessas estruturas e viabilizar a correta determinação do momento crítico nesses perfis.

No entanto, sabe-se que as cargas consideradas em projetos usuais são diferentes do carregamento considerado na solução analítica para o momento crítico à FLT. Desse modo, por



meio das análises com diferentes carregamentos foi possível traçar um panorama sobre o comportamento desses perfis sob aplicação de cargas transversais. Destaca-se como uma das principais observações a de que cargas aplicadas na mesa superior dos perfis, apresentam efeito desestabilizante e dessa forma, passam a representar a situação mais crítica de carregamento, se comparadas à aplicação de momento uniforme. Essa conclusão é especialmente relevante, ao se considerar que diversos procedimentos normativos consideram unicamente a possibilidade de aplicação de carregamentos transversais no centro de cisalhamento dos perfis. Dessa forma, o método de correção do momento crítico elástico usualmente empregado faz com que as situações de cargas transversais sejam menos críticas do que a aplicação de momento uniforme. Com isso, normas como a AISC-360 majoram o momento crítico no caso de cargas transversais, tornando-se contra a segurança no caso de cargas aplicadas na mesa superior dos elementos, a qual é uma situação extremamente comum.

Após a verificação dos casos de carregamento críticos e dos parâmetros mais influentes no comportamento de estabilidade de vigas de aço com aberturas na alma em padrão senoidal, procedeu-se à execução do estudo paramétrico não linear físico-geométrico com imperfeições. Nessa fase do trabalho, foi considerado o comportamento de plasticidade do aço inoxidável de alta resistência S600E. Observou-se que a utilização de um aço de alta resistência viabiliza a ocorrência de modos de falha locais, outrora não atingidos em perfis de aço de menor resistência, devido ao atingimento do momento de plastificação. Dessa forma, perfis fabricados com aços de alta resistência podem exibir maior esbeltez local e, portanto, levar à ocorrência mais usual de falhas locais e até mesmo de interações entre os modos de falha local e global. Além disso, destaca-se que o surgimento de falhas locais e interações ocorre especialmente no caso de aplicação de cargas transversais, onde a presença de esforços de cisalhamento se torna um fator preponderante no comportamento dessas estruturas.

Verificou-se por meio da comparação entre os resultados numéricos obtidos com o trabalho e procedimentos normativos internacionais que há considerável divergência entre os procedimentos analíticos disponíveis atualmente e, de forma geral, todos apresentam significativo erro em relação aos resultados numéricos. Esse erro torna-se extremamente significativo ao se considerar perfis sob modos de falha distorcionais ou modos resultantes da interação entre as falhas local e global. Isso ocorre, pois a formulação dos procedimentos utilizados para comparação não considera os efeitos dessa condição no dimensionamento dos perfis de aço.

Com a finalidade de apresentar uma alternativa à essa situação, foi desenvolvida no trabalho uma proposta de dimensionamento guiada por dados. Com o trabalho realizado foi

levantado considerável volume de dados acerca do comportamento de estabilidade das estruturas estudadas. Com isso, um algoritmo de aprendizado de máquina foi utilizado para criar um modelo de predição da capacidade resistente desses perfis com base em um treinamento iterativo com os dados levantados por meio do estudo numérico. Foi utilizada no trabalho a modelagem por Redes Neurais Artificiais, que após um estudo de sensibilidade de treinamento, permitiram a obtenção da capacidade resistente dos perfis com considerável eficiência. Os modelos apresentaram  $R^2$  superiores a 0.99 e se mostraram adequados para a predição da capacidade resistente dos perfis estudados. Com o intuito de viabilizar a utilização do modelo de aprendizado de máquina desenvolvido, foi criado um software gráfico que aplica a rede neural treinada para o dimensionamento de perfis alveolares com aberturas na alma em padrão senoidal.

### 5.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Após o desenvolvimento deste trabalho, verificou-se a possibilidade da realização de trabalhos futuros na abordagem dos seguintes itens:

- Avaliar o comportamento mecânico de perfis com diferentes formatos de aberturas sequenciais na alma;
- Realizar ensaios experimentais com perfis alveolares fabricados com aço inoxidável de resistência similar (alta resistência) de modo a validar o comportamento observado no presente trabalho;
- Utilizar diferentes tipos de aço para a análise de perfis com aberturas na alma;
- Considerar condições de vinculação diferentes da estudada no presente trabalho;
- Considerar o efeito da flexibilidade das ligações, no caso de viga bi apoiada;
- Utilizar diferentes técnicas de *machine learning*, além das Redes Neurais Artificiais para a criação de modelos de regressão;
- Avaliar o efeito de diferentes tipos de distribuição de diagrama de momento fletor, além dos aqui estudados, no caso de perfis com aberturas na alma;
- Avaliar mais profundamente o efeito da interação entre os modos de falha local e global no caso de vigas com aberturas na alma sujeitas à cargas transversais;
- Utilizar o método da resistência direta para a criação de uma proposta de consideração da interação entre os modos de falha local e global.

# REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AMERICAN INSTITUTE OF STEEL CONSTRUCTION. AISC 370-21 - Specifications for Structural Stainless Steel Buildings. p. 1–612, 2021.

ANWAR-US-SAADAT, M.; ASHRAF, M. The continuous strength method for lateral-torsional buckling of stainless steel I-beams. **Thin-Walled Structures**, v. 130, n. December 2017, p. 148–160, 2018.

BHAT, R. A.; GUPTA, L. M. Moment-Gradient Factor for Perforated Cellular Steel Beams Under Lateral Torsional Buckling. **Arabian Journal for Science and Engineering**, v. 45, n. 10, p. 8727–8743, 2020.

CARVALHO, A.; ROSSI, A.; MARTINS, C. H. **Avaliação do momento crítico elástico em vigas celulares de aço submetidas à flexão no eixo de maior inércia**. Congresso Construção. **Anais...**Brasília: Universidade de Brasília, 2022.

CEN. **ENV 1993 1-1 - Design of Steel Structures - Part 1-1: general rules and rules for buildings**. , 1992.

CHOJACZYK, A. A. et al. Review and application of Artificial Neural Networks models in reliability analysis of steel structures. **Structural Safety**, v. 52, p. 78–89, 2015.

DE CARVALHO, A. S.; ROSSI, A.; MARTINS, C. H. Assessment of lateral–torsional buckling in steel I-beams with sinusoidal web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 175, 1 jun. 2022.

DEGTYAREV, V. V.; TSAVDARIDIS, K. D. Buckling and ultimate load prediction models for perforated steel beams using machine learning algorithms. **Journal of Building Engineering**, v. 51, n. March, p. 104316, 2022.

DURIF, S.; BOUCHAÏR, A.; VASSART, O. Experimental tests and numerical modeling of cellular beams with sinusoidal openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 82, p. 72–87, 2013.

EL-SAWY, K. M.; SWEEDAN, A. M. I.; MARTINI, M. I. Moment gradient factor of cellular steel beams under inelastic flexure. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 98, p. 20–34, 2014.

ELLOBODY, E. Interaction of buckling modes in castellated steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 5, p. 814–825, 2011.

ELLOBODY, E. Nonlinear analysis of cellular steel beams under combined buckling modes. **Thin-Walled Structures**, v. 52, p. 66–79, 2012.

- EN 1993-1-1:2005. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. 2005.
- EN 1993-1-4. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-4: General rules - Supplementary rules for stainless steels. **Eurocode 3**, 2005.
- FERREIRA, F. P. V. et al. Lateral–torsional buckling resistance prediction model for steel cellular beams generated by Artificial Neural Networks (ANN). **Thin-Walled Structures**, v. 170, n. November 2021, p. 108592, 2022.
- FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H. LRFD for Lateral-Torsional Buckling Resistance of Cellular Beams. **International Journal of Civil Engineering**, v. 18, n. 3, p. 303–323, 2020.
- FERREIRA, F. P. V.; ROSSI, A.; MARTINS, C. 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.
- FLOOD, I. Towards the next generation of artificial neural networks for civil engineering. **Advanced Engineering Informatics**, v. 22, n. 1, p. 4–14, 2008.
- FPREN 1993 1-1. **Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings**. CEN, , 2022.
- GARDNER, L. Stability and design of stainless steel structures – Review and outlook. **Thin-Walled Structures**, v. 141, p. 208–216, 1 ago. 2019.
- GARDNER, L.; ASHRAF, M. Structural design for non-linear metallic materials. **Engineering Structures**, v. 28, n. 6, p. 926–934, 2006.
- GÉRON, A. **Hands-on Machine Learning with Scikit-Learn, Keras, and TensorFlow: Concepts, Tools, and Techniques to Build Intelligent Systems**. [s.l.] O’Reilly Media, Incorporated, 2019.
- HOSSEINPOUR, M.; SHARIFI, Y.; SHARIFI, H. Neural network application for distortional buckling capacity assessment of castellated steel beams. **Structures**, v. 27, n. July, p. 1174–1183, 2020.
- HRADIL, P. et al. Generalized multistage mechanical model for nonlinear metallic materials. **Thin-Walled Structures**, v. 63, p. 63–69, 2013.
- JUAN, N. P.; VALDECANTOS, V. N. Review of the application of Artificial Neural Networks in ocean engineering. **Ocean Engineering**, v. 259, n. June, p. 111947, 2022.
- KABIR, M. I.; BHOWMICK, A. K. Applicability of North American standards for lateral torsional buckling of welded I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 147, p. 16–26, 2018.
- KERDAL, D.; NETHERCOT, D. A. Failure Modes for Castellated Beams. **J. Construct. Steel Research**, v. 4, p. 295–315, 1984.
- KHATRI, A. P.; KATIKALA, S. R.; KOTAPATI, V. K. Effect of load height on elastic buckling behavior of I-shaped cellular beams. **Structures**, v. 33, n. June 2020, p. 1923–1935,

2021.

LIMBACHIYA, V.; SHAMASS, R. Application of Artificial Neural Networks for web-post shear resistance of cellular steel beams. **Thin-Walled Structures**, v. 161, n. January, p. 107414, 2021.

MAIER, H. R.; DANDY, G. C. Neural networks for the prediction and forecasting of water resources variables: a review of modelling issues and applications. **Environmental Modelling & Software**, v. 15, n. 1, p. 101–124, 2000.

MCCULLOCH, W. S.; PITTS, W. A logical calculus of the ideas immanent in nervous activity. **The bulletin of mathematical biophysics**, v. 5, n. 4, p. 115–133, 1943.

MOHEBKHAH, A. The moment-gradient factor in lateral-torsional buckling on inelastic castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 60, n. 10, p. 1481–1494, 2004.

MOHEBKHAH, A. Lateral buckling resistance of inelastic I-beams under off-shear center loading. **Thin-Walled Structures**, v. 49, n. 3, p. 431–436, 2011.

NETHERCOT DA, K. D. Lateral-torsional buckling of castellated beams. **J Struct Eng**, p. 53–61, 1982.

NSEIR, J. et al. Lateral torsional buckling of cellular steel beams. **Structural Stability Research Council Annual Stability Conference 2012**, n. January 2015, p. 484–498, 2012.

OLIVEIRA, V. M. DE et al. Stability behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 173, n. February, p. 108987, 2022.

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.

QUACH, W. M.; TENG, J. G.; CHUNG, K. F. Three-stage full-range stress-strain model for stainless steels. **Journal of Structural Engineering**, v. 134, n. 9, p. 1518 – 1527, 2008.

RAMBERG, W.; OSGOOD, W. **Determinatio of stress-strain curves by three parameters. Tech. no. 503.** National Advisory Committee on Aeronautics (NACA), , 1941.

RASMUSSEN, K. J. R. Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 59, p. 47–61, 2003.

REIS, A.; CAMOTIM, D. **Estabilidade Estrutural.** Amadora, Portugal: McGraw-Hill, 2000.

ROSENBLATT, F. The perceptron: A probabilistic model for information storage and organization in the brain. **Psychological Review**, v. 65, n. 6, p. 386–408, 1958.

ROSSI, A. et al. Assessment of lateral distortional buckling resistance in welded I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 166, 2020a.

ROSSI, A. et al. Reassessment of lateral torsional buckling in hot-holled I-beams. **Structures**,

v. 26, n. March, p. 524–536, 2020b.

RUMELHART, D. E.; HINTON, G. E.; WILLIAMS, R. J. Learning representations by back-propagating errors. **Nature**, v. 323, n. 6088, p. 533–536, 1986.

SHU, G. et al. Study on the bearing capacity of S600E high-strength stainless steel welded cross-sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 175, p. 106386, 2020.

SN003A-EN-EU. NCCI : Elastic critical moment for lateral torsional buckling. **Ncci**, p. 1–13, 2008.

SONCK, D. **Global Buckling of Castellated and Cellular Steel Beams and Columns**. [s.l: s.n.].

SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 105, p. 119–128, 2015.

SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-Torsional Buckling Resistance of Castellated Beams. **Journal of Structural Engineering**, v. 143, n. 3, p. 04016197, 2017.

SONCK, D.; VAN IMPE, R.; BELIS, J. Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members. **Construction and Building Materials**, v. 54, p. 512–519, 2014.

STANDARDS ASSOCIATION OF AUSTRALIA. **AS 4100 steel structures**. Sydney, Australia; 1990 R-2016. , 2016.

SUO, Y. et al. Experimental study on the mechanical properties of high-strength stainless steel at room and elevated temperatures. **Thin-Walled Structures**, v. 165, n. March, p. 107973, ago. 2021.

SWEEDAN, A. M. I. Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 2, p. 151–163, 2011.

TARAS, A.; GREINER, R. New design curves for lateral-torsional buckling-Proposal based on a consistent derivation. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 66, n. 5, p. 648–663, 2010.

TIMOSHENKO, S.; GERE, J. **Theory of elastic stability**. 2. ed. ed. New york: McGraw-Hill, 1963.

TOHIDI, S.; SHARIFI, Y. Neural networks for inelastic distortional buckling capacity assessment of steel I-beams. **Thin-Walled Structures**, v. 94, p. 359–371, 2015.

WANG, J. et al. Study on mechanical properties of high strength sorbite stainless steel S600E under monotonic and cyclic loadings. **Structures**, v. 34, n. April, p. 2665–2678, 2021a.

WANG, J. et al. Study on mechanical properties of high strength sorbite stainless steel S600E under monotonic and cyclic loadings. **Structures**, v. 34, p. 2665–2678, 1 dez. 2021b.

YI, X. et al. Ultimate shear resistance of S600E high-strength stainless steel plate girders. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 179, p. 106535, 2021.

---

ZHENG, B. et al. Material Enhancement Model for Austenitic Stainless Steel Sheets Subjected to Pre-stretching. **International Journal of Steel Structures**, v. 19, n. 5, p. 1465–1482, 2019.

ZHENG, B. et al. Test on residual stress distribution of welded S600E high-strength stainless steel sections. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 168, 1 maio 2020.

ZIEMIAN, R. D. (ED.). **Guide to stability design criteria for metal structures**. Hoboken, NJ, USA: John Wiley & Sons, Inc., 2010.

# APÊNDICE A – ARTIGOS DESENVOLVIDOS

Os resultados apresentados foram organizados no formato de artigos científicos. Dois manuscritos foram submetidos e publicados no volume 47 da revista *Structures* e no volume 202 da revista *Journal of Constructional Steel Research*. Os artigos desenvolvidos são apresentados no Quadro A.1.

## Quadro A.1 – Dados dos artigos desenvolvidos

DE CARVALHO, A. S. et al. Elastic lateral-torsional buckling behavior of steel I-beams with sinusoidal web openings. **Structures**, v. 47, p. 23–36, 2023 (Publicado)

DE CARVALHO, A.S. et al. Moment gradient factor for steel I-beams with sinusoidal web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 202, 107775, 2023 (Publicado)

DE CARVALHO, A. S. et al. Nonlinear inelastic Lateral-torsional buckling of high strength stainless steel I-beams with sinusoidal web openings. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**. (Em revisão)

DE CARVALHO, A. S. et al. Artificial neural network modelling of the stability behavior of high strength stainless steel I-beams with sinusoidal web openings. **Computers and Structures**. (Em revisão)



# APÊNDICE B – CURVAS DE FLAMBAGEM

As curvas de flambagem para os perfis estudados neste trabalho são apresentadas a seguir. Destaca-se que os resultados exibidos são de momento último de cada um dos membros obtido por meio da análise não linear físico-geométrica.

