

**UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA**

MURILO GOZZI MORO

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE TERÇAS: ESTUDO DA
INFLUÊNCIA DE TELHAS TRAPEZOIDAIS NA CAPACIDADE RESISTENTE**

Ilha Solteira - SP
2025



PROGRAMA DE GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA CIVIL

MURILO GOZZI MORO

AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE TERÇAS: ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE TELHAS TRAPEZOIDAIS NA CAPACIDADE RESISTENTE

Trabalho de conclusão de curso
apresentado à Faculdade de
Engenharia de Ilha Solteira –
UNESP como parte dos
requisitos para obtenção do título
de Engenheiro Civil.

Orientador: **Prof. Dr. Emerson
Alexandro Bolandim**

Ilha Solteira - SP

2025

FICHA CATALOGRÁFICA
Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

Moro, Murilo Gozzi.
M867a Avaliação do comportamento estrutural de terças: estudo da influência das telhas trapezoidais na capacidade resistente / Murilo Gozzi Moro. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2025
71 f. : il.

Trabalho de conclusão de curso (Graduação em Engenharia Civil) - Universidade Estadual Paulista (UNESP), Faculdade de Engenharia, Ilha Solteira, 2025

Orientador: Emerson Alexandro Bolandim

Inclui bibliografia

1. Análise numérica. 2. Perfil Z enrijecido. 3. Ligação terça-telha. 4. Estabilidade estrutural. 5. Flambagem elástica.



UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"
Campus de Ilha Solteira

ATA DE DEFESA DE TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

CURSO : ENGENHARIA CIVIL
ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: ESTRUTURAS
REALIZADA EM : 02-07-2025
DISCENTE : MURILO GOZZI MORO
COMISSÃO EXAMINADORA:

1. Prof. Dr. Emerson Alexandro Bolandim (Orientador)
2. Prof. Dr. Rogério de Oliveira Rodrigues (Examinador)
3. Prof. Dr. Vinícius Borges de Moura Aquino (Examinador)

TÍTULO: "AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE TERÇAS: ESTUDO DA INFLUÊNCIA DAS TELHAS TRAPEZOIDAIS NA CAPACIDADE RESISTENTE".

Local: Departamento de Engenharia Civil

Horário de início: 14 horas e 30 minutos

Em sessão pública, após exposição em torno de 40 (quarenta minutos), o discente foi arguido oralmente, e no final da exposição foi **"APROVADO"** pelos membros componentes da Comissão Examinadora. Nada mais havendo, foi lavrada a presente ATA, a qual é assinada pelos membros da Comissão Examinadora e pelo discente.....

Ilha Solteira, 02 de julho de 2025.

Prof. Dr. Emerson Alexandro Bolandim
(Orientador)

Prof. Dr. Rogério de Oliveira Rodrigues
(Examinador)

Prof. Dr. Vinícius Borges de Moura Aquino
(Examinador)

Ciente:

Discente:

Murilo G. Moro

Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira

Cursos: Agronomia, Ciências Biológicas, Eng. Civil, Eng. Elétrica, Eng. Mecânica, Física, Matemática e Zootecnia.
Avenida Brasil Centro, 56 Caixa Postal 31 CEP 15385-000 Ilha Solteira São Paulo Brasil
pabx (18) 3743 1000 fax (18) 3742 2735 scom@adm.feis.unesp.br www.feis.unesp.br

AGRADECIMENTOS

Em primeira mão, gostaria de agradecer a Deus, pela sabedoria concedida durante esses anos de graduação. Aos meus pais, Béria e Kico, por não medirem esforços para que eu continuasse seguindo em frente. Ao meu irmão, Lincoln, que mesmo com a distância, sempre esteve presente.

Aos meus amigos da faculdade, que compartilharam comigo os mais diversos desafios e horas de estudos, sempre contribuindo de forma mútua. Aos meus irmãos da República Kilombo, os quais foram minha família e minha base em Ilha Solteira.

Ao meu orientador, Emerson, que mesmo em meio à inúmeros problemas, sempre esteve disponível para sanar dúvidas e auxiliar na construção deste trabalho. Ao pessoal da salinha do NEPAE, que por mais ocupados estivessem com seus trabalhos, sempre dedicavam um tempo para me ajudar quando necessário. À maioria dos professores do curso de Engenharia Civil da UNESP, por dividirem seus conhecimentos, sempre com excelência técnica.

Por fim, agradeço a FEIS, por me proporcionar momentos que carregarei a vida inteira, trazer grande crescimento pessoal e por levar conhecimento gratuito e de qualidade a milhares de estudantes, como eu. Tenho orgulho de carregar o nome da UNESP por onde for.

RESUMO

Este trabalho apresenta uma investigação analítica e numérica acerca do comportamento estrutural de terças constituídas por perfis Z enrijecidos formados a frio, avaliando a influência da ligação terça-telhas trapezoidais metálicas na capacidade resistente da terça perante o momento fletor. A análise concentra-se na identificação dos modos de falha do sistema, com ênfase na atuação da telha como elemento de contenção lateral. Para tanto, foram realizadas modelagens computacionais por meio do Método das Faixas Finitas (MFF), utilizando o *software* CUFSM, e pelo Método dos Elementos Finitos (MEF), empregando o *software* Abaqus/CAE. O protótipo tomado como referência considera duas terças idênticas, biapoiadas, submetidas a um carregamento pontual em duas seções específicas (ensaio de flexão a quatro pontos). As normas ABNT NBR 14762:2010, AS/NZS 4600:2018 e ANSI AISI S100:2022 foram adotadas como base para a verificação analítica dos perfis estruturais e comparação com os resultados obtidos numericamente. Diante da pouca quantidade de estudos na literatura que abordem a atuação conjunta de sistemas terça- telhas trapezoidais, este trabalho busca contribuir para o aprofundamento do entendimento a respeito do comportamento diafragma em sistemas metálicos leves. Os resultados reforçam a importância da interação entre os componentes do sistema e evidenciam o papel da estabilidade global na definição do desempenho estrutural e ainda apontam uma limitação dos modelos analíticos normativos do ponto de vista da previsão da capacidade resistente ao momento fletor para situações em que o carregamento é desestabilizante.

Palavras-chave: Análise numérica. Perfil Z enrijecido. Ligação terça-telha. Estabilidade estrutural. Flambagem elástica.

ABSTRACT

This work presents an analytical and numerical investigation on the structural behavior of purlins composed of cold-formed stiffened Z-sections, evaluating the influence of the purlin–trapezoidal sheeting connection on the purlin's bending resistance. The analysis focuses on identifying the failure modes of the system, with emphasis on the role of the sheeting as a lateral restraint element. To this end, computational models were developed using the Finite Strip Method (FSM), through the CUFSM software, and the Finite Element Method (FEM), using Abaqus/CAE. The reference prototype consists of two identical, simply supported purlins subjected to two-point loads (four-point bending test). The standards ABNT NBR 14762:2010, AS/NZS 4600:2018, and ANSI AISI S100:2022 were adopted as a basis for the analytical verification of the structural profiles and comparison with the numerical results. Given the limited number of studies in the literature addressing the combined action of purlin–trapezoidal sheeting systems, this work aims to contribute to a deeper understanding of diaphragm behavior in light steel systems. The results reinforce the importance of interaction between system components and highlight the role of global stability in defining structural performance, while also pointing out a limitation of design code analytical models in predicting bending resistance under destabilizing loading conditions.

Keywords: Numerical analysis. Stiffened Z-section. Purlin-to-sheeting connection. Structural stability. Elastic buckling.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Modos de falha por flambagem (a) local, (b) distorcional e (c) lateral com torção	31
Figura 2 – Exemplo de flambagem lateral com torção em perfil formado a frio.....	32
Figura 3 – Exemplo de flambagem local da alma de perfil formado a frio	34
Figura 4 – Detalhamento da seção transversal	39
Figura 5 – Vista geral do protótipo Z 172-ST do relatório técnico.....	40
Figura 6 – Configuração deformada de falha do protótipo Z 172-ST.....	41
Figura 7 – Interface de início do CUFSM	42
Figura 8 – Perfil Z90 modelado no CUFSM.....	43
Figura 9 – Modelagem da terça Z90-172x65x60x14x16x1,95 no Abaqus/CAE	45
Figura 10 – Modelagem do Protótipo Z 172-ST simplificado no Abaqus/CAE	45
Figura 11 – Condição de contorno de viga biapoada a partir dos “edges” do esqueleto do perfil em $L = 0$	46
Figura 12 – Condição de contorno de viga biapoada a partir da função “ <i>Rigid body</i> ” criado a uma altura $h/2$ da alma em $L = 0$	47
Figura 13 – Condição de contorno de continuidade aplicada em uma das telhas....	48
Figura 14 – Carga aplicada nos nós da malha de uma extremidade do trecho de flexão pura	49
Figura 15 – Trechos retos dos elementos do perfil, em milímetros, 1 – enrijecedor (AL), 2 – mesa (AA), 3 – alma (AA).....	52
Figura 16 – Distribuição linear de tensões no enrijecedor (AL)	52
Figura 17 – Distribuição linear de tensões na alma (AA).....	53
Figura 18 – Larguras efetivas da alma	53
Figura 19 – Configuração deformada de falha por flambagem lateral com torção do perfil	58
Figura 20 – Configuração deformada de falha por flambagem distorcional do perfil	59
Figura 21 – Configuração deformada de falha por flambagem local do perfil	59
Figura 22 – Configurações deformadas do modelo numérico 1 (modo crítico)	61
Figura 23 – Configurações deformadas do modelo numérico 4 (modo crítico)	62

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Coeficiente de flambagem local k_l para a seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia.....	15
Tabela 2 – Valores do coeficiente de flambagem local k_l da seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia.....	16
Tabela 3 – Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AA..	21
Tabela 4 – Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AL ..	22
Tabela 5 – Propriedades geométricas e mecânicas do perfil e do aço.....	38
Tabela 6 – Dados de entrada.....	50
Tabela 7 – Momentos críticos e resistentes para os modos de falha indicados obtidos por meio da norma brasileira.....	51
Tabela 8 – Método da largura efetiva (MLE).....	51
Tabela 9 - Módulo de resistência elástico da seção efetiva.....	54
Tabela 10 – Dados de entrada.....	54
Tabela 11 – Momentos críticos e resistentes para os modos de falha indicados obtidos por meio da norma americana.....	55
Tabela 12 – Dados de entrada.....	56
Tabela 13 – Momentos críticos e resistentes para os modos de falha indicados obtidos por meio da norma australiana-neozelandesa	56
Tabela 14 – Momentos críticos para os modos de falha indicados obtidos por meio do CUFSM	58
Tabela 15 – Momento resistente característico obtido através do MRD	58
Tabela 16 - Momentos críticos obtidos através das análises numéricas no Abaqus	61
Tabela 17 – Confronto de Resultados 1 – CUFSM x Abaqus	63
Tabela 18 – Confronto de Resultados 2 – CUFSM x Abaqus	63
Tabela 19 – Confronto de Resultados 3 – CUFSM x Normas Técnicas	64
Tabela 20 – Confronto de Resultados 4 – CUFSM x Normas Técnicas	64
Tabela 21 – Confronto de Resultados 5 – Abaqus x Normas Técnicas	64
Tabela 22 – Confronto de Resultados 6 – Abaqus x Normas Técnicas	65
Tabela 23 – Comparação entre os modelos gerados no Abaqus	65

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	11
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	13
2.1	DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS DE AÇO CONSTITUÍDAS POR PERFIS FORMADOS A FRIO – ABNT NBR 14762:2010	13
2.2	ESPECIFICAÇÃO NORTE-AMERICANA PARA O DIMENSIONAMENTO DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS DE AÇO FORMADO A FRIO – ANSI AISI S100:2022	24
2.3	ESTRUTURAS DE AÇO FORMADO A FRIO – AS/NZS 4600:2018.....	27
2.4	TRABALHOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS.....	30
2.4.1	MODOS DE FALHA EM PERFIS FORMADOS A FRIO – FLAMBAGEM LOCAL, DISTORCIONAL E LATERAL COM TORÇÃO	30
2.4.2	INFLUÊNCIA DE ENRIJECEDORES DE BORDA	33
2.4.3	SOFTWARES DE SIMULAÇÃO.....	36
3	MATERIAIS E METODOLOGIA	38
3.1	GEOMETRIA DO PERFIL E CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL AÇO	38
3.2	PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO NUMÉRICA	39
3.3	PROCEDIMENTO SEMIANALÍTICO.....	42
3.4	VALIDAÇÃO NUMÉRICA	44
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	50
4.1	RESULTADOS ANALÍTICOS – NORMAS TÉCNICAS	50
4.1.1.	ABNT NBR 14762:2010 – DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS DE AÇO CONSTITUÍDAS POR PERFIS FORMADOS A FRIO.....	50
4.1.2.	ANSI AISI S100:2022 – ESPECIFICAÇÃO NORTE-AMERICANA PARA O DIMENSIONAMENTO DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS DE AÇO FORMADO A FRIO.....	54
4.1.3.	AS/NZS 4600:2018 – ESTRUTURAS DE AÇO FORMADO A FRIO.....	55
4.2	RESULTADOS SEMIANALÍTICOS (MÉTODO DAS FAIXAS FINITAS) ..	57
4.3	RESULTADOS DA MODELAGEM NUMÉRICA (MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS)	60
4.4	ANÁLISE COMPARATIVA DOS RESULTADOS	63
5	CONCLUSÕES	66

1 INTRODUÇÃO

A crescente demanda por sistemas estruturais eficientes e econômicos tem impulsionado o uso de telhas trapezoidais metálicas como parte integrante de fechamentos laterais em edificações industriais e comerciais. No entanto, a interação entre esses elementos e terças metálicas ainda carece de estudos aprofundados, especialmente no que diz respeito ao seu comportamento estrutural sob a ação de momentos fletores positivos e força cortante. A literatura científica apresenta lacunas no entendimento da contribuição das telhas trapezoidais na resistência global do sistema e na capacidade resistente das terças metálicas de suportar carregamentos sem comprometer sua estabilidade estrutural.

Diante desse contexto, o presente trabalho tem como objetivo avaliar o comportamento estrutural e a capacidade resistente de terças metálicas em perfil Z enrijecido associadas a telhas trapezoidais metálicas quando submetidas a momentos fletores positivos. Para isso, serão comparados valores teóricos de momentos críticos de flambagem elástica obtidos por meio das normas ABNT NBR 14762:2010, AS/NZS 4600:2018 e ANSI AISI S100:2022 com os resultados gerados por simulações numéricas nos *softwares* CUSFM (*Constrained and Unconstrained Finite Strip Method*), baseado no método das faixas finitas (MFF), e Abaqus/CAE, que utiliza o método dos elementos finitos (MEF), fornecendo suporte à compreensão dos modos de instabilidade envolvidos. Com essa abordagem, espera-se contribuir para a compreensão do comportamento estrutural do sistema e fornecer subsídios técnicos para futuras aplicações e otimizações no projeto de estruturas metálicas.

Quanto à estrutura deste trabalho, no capítulo 2, será abordada a revisão da literatura, baseada em artigos científicos e relatórios técnicos experimentais e numéricos que fazem jus ao tema retratado no presente trabalho, além de normas técnicas referentes ao comportamento de perfis formados a frio, como a ABNT NBR 14762:2010 (norma brasileira), a AS/NZS 4600:2018 (australiana e neozelandesa) e a ANSI AISI S100:2022 (norte-americana). No capítulo 3, fala-se sobre os materiais necessários e as metodologias utilizadas para a construção do trabalho, em que o relatório técnico da empresa Modular foi crucial para a compreensão do procedimento de calibração numérica necessário para análise do protótipo estudado. O procedimento semianalítico foi realizado utilizando o *software* CUFSM e a validação numérica se deu por meio do *software* Abaqus/CAE. O capítulo 4 traz os resultados

obtidos nas modelagens realizada nos *softwares*, explicitando os modos de flambagem elástica que o perfil Z estudado pode ser submetido, com suas devidas tensões críticas. Discutidos os resultados, as conclusões foram abordadas no capítulo 5 e, na sequência, explicita-se as referências bibliográficas para a elaboração do trabalho.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS DE AÇO CONSTITUÍDAS POR PERFIS FORMADOS A FRIO – ABNT NBR 14762:2010

A ABNT NBR 14762:2010 estabelece as diretrizes para o dimensionamento de estruturas de aço formadas a frio, focando em perfis metálicos utilizados em vigas, pilares e outros elementos estruturais. A norma foi atualizada em 2010 e apresenta critérios de cálculo para garantir segurança, eficiência e desempenho dessas estruturas, considerando esforços normais e momentos fletores, além de tratar de instabilidade e falhas, como flambagem local e distorcional.

A seguir, detalham-se as principais equações e a marcha de cálculo que a norma brasileira propõe nos tópicos 9.7 e 9.8 para determinar o momento fletor resistente para os possíveis modos de falha. O Método da Resistência Direta (MRD) descrito no Anexo C da norma brasileira foi utilizado como base para determinação da capacidade resistente perante ao modo de falha por flambagem distorcional.

O momento fletor resistente de cálculo referente à flambagem lateral com torção (FLT), tomando-se um trecho compreendido entre seções contidas lateralmente, é dado pela Expressão 1:

$$M_{Rd} = X_{FLT} \cdot W_{c,ef} \cdot f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,10), \quad (1)$$

sendo X_{FLT} o fator de redução para o momento fletor resistente, associado a flambagem lateral com torção; $W_{c,ef}$ o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra mais comprimida; f_y a resistência ao escoamento do aço; γ o coeficiente de redução da resistência ao escoamento do aço.

Pode-se determinar o $W_{c,ef}$ por meio do Método da Largura Efetiva (MLE) ou do Método da Seção Efetiva (MSE). Neste trabalho, o MSE foi tomado como base para os valores analíticos, portanto, tem-se que:

(a) Quando $\lambda_p \leq 0,673$:

$$W_{c,ef} = W_c \quad (2)$$

(b) Quando $\lambda_p > 0,673$:

$$W_{c,ef} = W_c \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \frac{1}{\lambda_p} \quad (3)$$

$$\lambda_p = \left(\frac{X_{FLT} W_c f_y}{M_l} \right)^{0,5}, \quad (4)$$

sendo W_c o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra mais comprimida; λ_p o índice de esbeltez reduzido do elemento ou da seção completa; M_l é o momento fletor crítico para flambagem local elástica.

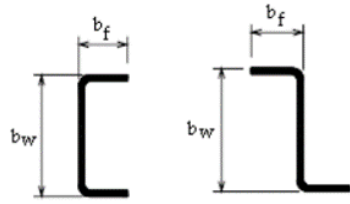
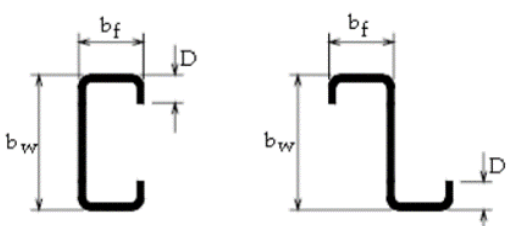
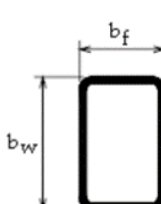
O valor de M_l pode ser calculado por meio de análise de estabilidade elástica, ou, de forma direta, segundo a expressão seguinte:

$$M_l = k_l \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b_w/t)^2} W_c, \quad (5)$$

onde E é o módulo de elasticidade do aço, adotado igual a 200.000 MPa; ν é o coeficiente de Poisson do aço, adotado igual a 0,3; b_w é a largura nominal da alma do perfil; t é a espessura da chapa ou do elemento; k_l é o coeficiente de flambagem local da seção completa.

Os valores para k_l podem ser calculados pelas expressões indicadas na Tabela 1 ou obtidos diretamente através dos métodos descritos na Tabela 2:

Tabela 1 – Coeficiente de flambagem local k_l para a seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia

Caso a	Seção U simples e Seção Z simples  $k_l = \eta^{-1,843}$ $(0,1 \leq \eta \leq 1,0)$
Caso b	Seção U enrijecido e Seção Z enrijecido  As expressões a seguir são válidas para $0,2 \leq \eta \leq 1,0$ e para os valores de μ indicados $k_l = a - b(\mu - 0,2)$ $a = 81 - 730\eta + 4\,261\eta^2 - 12\,304\eta^3 + 17\,919\eta^4 - 12\,796\eta^5 + 3\,574\eta^6$ $b = 0$ para $0,1 \leq \mu \leq 0,2$ e $0,2 \leq \eta \leq 1,0$ $b = 0$ para $0,2 < \mu \leq 0,3$ e $0,6 < \eta \leq 1,0$ $b = 320 - 2\,788\eta + 13\,458\eta^2 - 27\,667\eta^3 + 19\,167\eta^4$ para $0,2 < \mu \leq 0,3$ e $0,2 \leq \eta \leq 0,6$
Caso c	Seção tubular retangular com solda de costura contínua (para seção tubular retangular formada por dois perfis U simples ou U enrijecido com solda de costura intermitente, k_l deve ser calculado para cada perfil isoladamente).  $k_l = 14,5 + 178\eta - 602\eta^2 + 649\eta^3 - 234\eta^4$ $(0,1 \leq \eta \leq 1,0)$
NOTA 1	b_f, b_w e D são as dimensões nominais dos elementos, conforme indicado na Figura correspondente.
NOTA 2	$\eta = b_f / b_w$.
NOTA 3	$\mu = D / b_w$.

Fonte: ABNT NBR 14762:2010.

Tabela 2 – Valores do coeficiente de flambagem local k_f da seção completa em barras sob flexão simples em torno do eixo de maior inércia

$\eta = b_f / b_w$	Caso a	Caso b			Caso c
	Seção U simples e Seção Z simples	Seção U enrijecido e Seção Z enrijecido			Seção tubular retangular (solda de costura contínua)
		$\mu \leq 0,2$	$\mu = 0,25$	$\mu = 0,3$	
0,2	18,4	32,0	25,8	21,2	31,0
0,3	9,6	29,3	23,8	19,7	28,9
0,4	5,6	24,8	20,7	18,2	25,6
0,5	3,6	18,7	17,6	16,0	19,5
0,6	2,6	13,6	13,3	13,0	14,2
0,7	1,9	10,2	10,1	10,1	10,6
0,8	1,5	7,9	7,9	7,9	8,2
0,9	1,2	6,2	6,3	6,3	6,6
1,0	1,0	5,1	5,1	5,1	5,3

NOTA 1 b_f , b_w e D são a largura nominal da mesa, da alma e do enrijecedor de borda, respectivamente.

NOTA 2 $\mu = D/b_w$.

NOTA 3 Para valores intermediários interpolar linearmente.

Fonte: ABNT NBR 14762:2010.

O fator de redução do momento fletor resistente associado à flambagem lateral com torção X_{FLT} pode ser obtido a partir das Expressões 6, 7 e 8:

(a) Quando $\lambda_0 \leq 0,6$:

$$X_{FLT} = 1,0 \quad (6)$$

(b) Quando $0,6 < \lambda_0 < 1,336$:

$$X_{FLT} = 1,11(1 - 0,278\lambda_0^2) \quad (7)$$

(c) Quando $\lambda_0 \geq 1,336$:

$$X_{FLT} = 1/\lambda_0^2, \quad (8)$$

$$\lambda_0 = \left(\frac{W_{cfy}}{M_e} \right)^{0,5}, \quad (9)$$

sendo λ_0 o índice de esbeltez reduzido associado a flambagem global e M_e o momento fletor crítico para flambagem lateral com torção, em regime elástico.

Como o perfil deste trabalho foi considerado como sendo ponto-simétrico, com carregamento no plano da alma, temos que, de acordo com a Expressão 10:

$$M_e = 0,5C_b r_o (N_{ey} N_{ez})^{0,5}, \quad (10)$$

com C_b correspondente ao fator de modificação para momento fletor não uniforme, que a favor da segurança e/ou para balanços com a extremidade livre sem contenção lateral pode ser tomado igual a 1, ou então calculado pela Expressão 11:

$$C_b = \frac{12,5M_{max}}{2,5M_{max} + 3M_A + 4M_B + 3M_C}, \quad (11)$$

onde M_{max} corresponde ao máximo valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no trecho analisado; M_A ao valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 1º quarto do trecho analisado; M_B ao valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no centro do trecho analisado; M_C é o valor do momento fletor solicitante de cálculo, em módulo, no 3º quarto do trecho analisado.

O raio de giração polar da seção bruta em relação ao centro de torção (r_o) é dado pela Expressão 12:

$$r_o = [r_x^2 + r_y^2 + x_o^2 + y_o^2]^{0,5}, \quad (12)$$

onde r_x e r_y são os raios de giração da seção bruta em relação aos eixos principais de inércia x e y, respectivamente; x_o e y_o são as distâncias do centro de torção ao centróide, na direção dos eixos principais x e y, respectivamente.

N_{ey} e N_{ez} são as forças axiais de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal y e por torção, respectivamente, dadas através das seguintes expressões:

$$N_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{(K_y L_y)^2}, \quad (13)$$

$$N_{ez} = \frac{1}{r_o^2} \left[\frac{\pi^2 E C_w}{(K_z L_z)^2} + GJ \right], \quad (14)$$

com I_y sendo o momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal y ; $K_y L_y$ o comprimento efetivo de flambagem global por flexão em relação ao eixo y ; $K_z L_z$ o comprimento efetivo de flambagem global por torção (quando não houver garantia de impedimento ao empenamento, tomar K_z igual a 1,0); C_w a constante de empenamento da seção; G o módulo de elasticidade transversal; J a constante de torção da seção.

Para o início de escoamento da seção efetiva, o momento fletor resistente de cálculo é dado por:

$$M_{Rd} = W_{ef} \cdot f_y / \gamma \quad (\gamma = 1,10), \quad (15)$$

sendo W_{ef} o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação a fibra extrema que atinge o escoamento, calculado através do método da largura efetiva (MLE) ou do método da seção efetiva (MSE). O MSE foi tomado como base teórica para fins analíticos dessa norma, sendo assim:

(a) Quando $\lambda_p \leq 0,673$:

$$W_{ef} = W \quad (16)$$

(b) Quando $\lambda_p > 0,673$:

$$W_{ef} = W \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_p} \right) \frac{1}{\lambda_p}, \quad (17)$$

$$\lambda_p = \left(\frac{W_{fy}}{M_l} \right)^{0,5}, \quad (18)$$

com W sendo o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o início escoamento.

Por fim, visto que o Método da Resistência Direta (MRD) presente no Anexo C da norma brasileira foi utilizado como base para o cálculo do momento fletor resistente de cálculo associado à flambagem distorcional do perfil estudado neste trabalho, seu procedimento pode ser analisado abaixo:

i. Para flambagem lateral com torção:

(a) Quando $\lambda_o \leq 0,6$:

$$M_{Re} = W f_y \quad (19)$$

(b) Quando $0,6 < \lambda_o < 1,336$:

$$M_{Re} = 1,11(1 - 0,278\lambda_o^2)W f_y \quad (20)$$

(c) Quando $\lambda_o \geq 1,336$

$$M_{Re} = \frac{W f_y}{\lambda_o^2}, \quad (21)$$

$$\lambda_o = \left(\frac{W f_y}{M_e} \right)^{0,5} \quad (22)$$

ii. Para flambagem local:

(a) Quando $\lambda_l \leq 0,776$:

$$M_{Rl} = M_{Re} \quad (23)$$

(b) Quando $\lambda_l > 0,776$:

$$M_{Rl} = \left(1 - \frac{0,15}{\lambda_l^{0,8}} \right) \frac{M_{Re}}{\lambda_l^{0,8}}, \quad (24)$$

$$\lambda_l = \left(\frac{M_{Re}}{M_l} \right)^{0,5} \quad (25)$$

iii. Para flambagem distorcional:

(a) Quando $\lambda_{dist} \leq 0,673$:

$$M_{Rdist} = W f_y \quad (26)$$

(b) Quando $\lambda_{dist} > 0,673$:

$$M_{Rdist} = \left(1 - \frac{0,22}{\lambda_{dist}} \right) \frac{W f_y}{\lambda_{dist}}, \quad (27)$$

$$\lambda_{dist} = \left(\frac{W f_y}{M_{dist}} \right)^{0,5}, \quad (28)$$

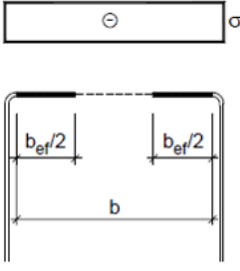
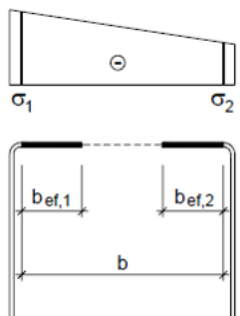
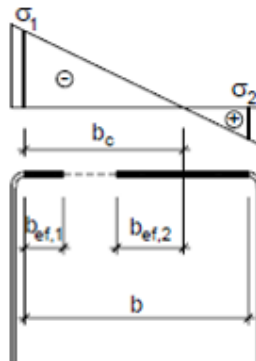
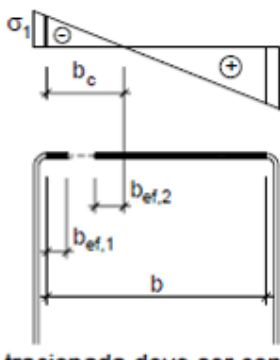
sendo $M_{Re}, M_{Rl}, M_{Rdist}$ os valores característicos para os momentos fletores resistentes associados aos modos de falha por flambagem global, local e distorcional, respectivamente; $\lambda_o, \lambda_l, \lambda_{dist}$ os índices de esbeltez reduzidos associados aos modos de falha por flambagem global, local e distorcional, respectivamente; M_e, M_l, M_{dist} os momentos fletores críticos associados aos modos de falha por flambagem global, local e distorcional, respectivamente, os quais devem ser calculados com base na análise de estabilidade elástica.

A ferramenta usada para análise de estabilidade elástica deste trabalho foi o CUFSM, que emprega o método das faixas finitas (MFF) e que será tratado com mais detalhes nos tópicos seguintes.

Visto que, neste trabalho, os valores analíticos dispostos no tópico 4 (Resultados e Discussões) referentes às normas americana e australiana-neozelandesa, foram obtidos utilizando o módulo de resistência elástico da seção efetiva calculado através do método da largura efetiva (MLE) presente nos tópicos 9.2.2 e 9.2.3 da norma brasileira, segue a marcha de cálculo definida:

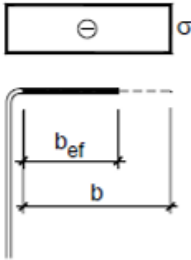
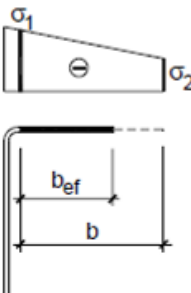
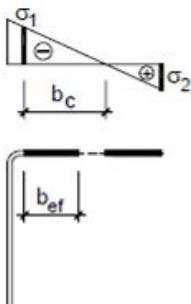
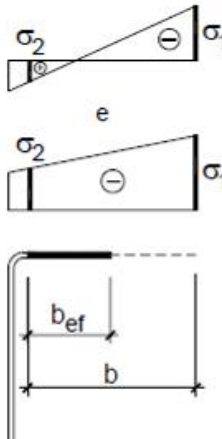
Em primeira mão, a largura efetiva e os coeficientes de flambagem local para elementos AA (apoiado-apoiado) ou AL (apoiado-livre) estão indicadas nas Tabelas 3 e 4.

Tabela 3 – Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AA

Caso a		$k = 4,0$
Caso b		$0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Caso c	 A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.	$-0,236 < \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 0$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = b_{ef} - b_{ef,1}$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
Caso d	 A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.	$\psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq -0,236$ $b_{ef,1} = b_{ef} / (3 - \psi)$ $b_{ef,2} = 0,5b_{ef}$ sendo $b_{ef,1} + b_{ef,2} \leq b_c$ $k = 4 + 2(1 - \psi) + 2(1 - \psi)^3$
NOTA O sinal (-) indica compressão.		

Fonte: ABNT NBR 14762:2010.

Tabela 4 – Largura efetiva e coeficientes de flambagem local para elementos AL

Caso a		$k = 0,43$
Caso b		$0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 1,0$ $k = 0,578 / (\psi + 0,34)$
Caso c	 A parte tracionada deve ser considerada totalmente efetiva.	$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 < 0$ $k = 1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$
Caso d		$-1,0 \leq \psi = \sigma_2 / \sigma_1 \leq 1,0$ $k = 0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$
NOTA O sinal (-) indica compressão.		

Fonte: ABNT NBR 14762:2010.

Assim, tem-se que, a largura efetiva (b_{ef}) é definida por:

→ Para todos os elementos AA indicados na Tabela 3 e os elementos AL indicados na Tabela 4 sem inversão no sinal da tensão ($\Psi \geq 0$):

(a) Quando $\lambda_p \leq 0,673$:

$$b_{ef} = b \quad (29)$$

(b) Quando $\lambda_p > 0,673$:

$$b_{ef} = b(1 - 0,22/\lambda_p)/\lambda_p \quad (30)$$

→ Para elementos AL indicados na Tabela 3 com inversão no sinal da tensão ($\Psi < 0$):

(a) Quando $\lambda_p \leq 0,673$:

$$b_{ef} = b_c \quad (31)$$

(b) Quando $\lambda_p > 0,673$:

$$b_{ef} = b_c(1 - 0,22/\lambda_p)/\lambda_p, \quad (32)$$

onde b corresponde à largura do elemento; b_c à largura da região comprimida do elemento, calculada com base na seção efetiva; e λ_p ao índice de esbeltez reduzido do elemento, definido como:

$$\lambda_p = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{cr}} \right)^{0,5} = \frac{b/t}{0,95(kE/\sigma)^{0,5}}, \quad (33)$$

sendo σ_{cr} a tensão convencional de flambagem elástica do elemento, dada por:

$$\sigma_{cr} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)(b/t)^2} \quad (34)$$

Na Expressão acima, t representa a espessura do elemento; k o coeficiente de flambagem local do elemento, calculado de acordo com a Tabela 3 para elementos AA ou de acordo com a Tabela 4 para elementos AL; e σ a tensão normal de compressão, definida como descrito a seguir:

a) Estado-limite último de escoamento da seção:

Para cada elemento totalmente ou parcialmente comprimido, σ é a máxima tensão de compressão, calculada para a seção efetiva, que ocorre quando a seção atinge o início do escoamento. Se a máxima tensão for de tração, σ pode ser calculada admitindo-se distribuição linear de tensões. A seção efetiva, neste caso, deve ser determinada por aproximações sucessivas.

b) Estado-limite último de instabilidade da barra:

Se a barra for submetida à compressão, $\sigma = X_f f_y$, sendo X_f o fator de redução da força axial de compressão resistente, associado à flambagem global, conforme o tópico 9.7.2 disposto na norma. Se a barra for submetida à flexão, $\sigma = X_{FLT} f_y$.

2.2 ESPECIFICAÇÃO NORTE-AMERICANA PARA O DIMENSIONAMENTO DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS DE AÇO FORMADO A FRIO – ANSI AISI S100:2022

O ANSI AISI S100:2022 especifica os requisitos para o detalhamento e dimensionamento de elementos estruturais de aço formados a frio. A norma norte-americana, revista em 2020, com um suplemento publicado em 2022, oferece uma abordagem detalhada para o dimensionamento de perfis de aço formados a frio, considerando tanto a capacidade resistente para momentos fletores quanto para a compressão axial. Ela também abrange aspectos relacionados à estabilidade das seções (ou instabilidade local), tratando dos modos de falha por flambagem, de acordo com as propriedades geométricas e materiais dos perfis.

A seguir, apresentam-se as equações e a marcha de cálculo que a norma propõe no tópico F (*Members in flexure*) e nos Apêndices 1 e 2 para determinar o

momento fletor resistente para os modos de falha por flambagem lateral com torção e por flambagem local em perfis formados a frio. O Método da Resistência Direta (MRD), abordado pelo AISI, e também descrito no Anexo C da ABNT NBR 14762:2010, foi utilizado como base para os cálculos do modo de falha por flambagem distorcional.

O momento fletor resistente característico para o início do escoamento e flambagem global (FLT) deve ser calculado através da Expressão 28:

$$M_{ne} = S_{fc} F_n \leq M_y, \quad (28)$$

em que M_{ne} é o momento fletor resistente característico para início de escoamento e flambagem global (FLT); S_{fc} é o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra mais comprimida.

M_y corresponde ao momento em relação à fibra mais comprimida que causa o início do escoamento e pode ser calculado por:

$$M_y = S_f F_y, \quad (29)$$

sendo S_f o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o início do escoamento e F_y a tensão de escoamento do aço.

O valor de F_n deve ser determinado como segue:

(a) Quando $F_{cre} \geq 2,78F_y$:

$$F_n = F_y \quad (30)$$

(b) Quando $2,78F_y > F_{cre} > 0,56F_y$:

$$F_n = \frac{10}{9} F_y \left(1 - \frac{10F_y}{36F_{cre}} \right) \quad (31)$$

(c) Quando $F_{cre} \leq 0,56F_y$:

$$F_n = F_{cre}, \quad (32)$$

sendo F_{cre} a tensão crítica de flambagem lateral-torcional elástica que pode ser calculada através do Apêndice 2 da norma americana:

$$F_{cre} = M_{cre}/S_{fc}, \quad (33)$$

com M_{cre} sendo o momento fletor crítico para flambagem global. Visto que este trabalho trata de um perfil Z considerado ponto-simétrico, M_{cre} pode ser calculado através da Expressão 34:

$$M_{cre} = \frac{C_b r_o}{2} \sqrt{P_{ey} P_t}, \quad (34)$$

onde C_b é o fator de modificação para momento fletor não uniforme, que a favor da segurança e/ou para balanços com a extremidade livre sem contenção lateral pode ser tomado igual a 1,0, ou então calculado pela equação (11) da norma brasileira;

O raio de giração polar da seção transversal bruta em relação ao centro de torção (r_o) dado pela Expressão 35:

$$r_o = \sqrt{\frac{I_x}{A} + \frac{I_y}{A} + x_o^2 + y_o^2}, \quad (35)$$

Sendo I_x e I_y os momentos de inércia em relação aos eixos principais x e y, respectivamente; A a área da seção transversal; x_o e y_o as distâncias do centro de torção ao centróide, na direção dos eixos principais x e y, respectivamente.

As forças axiais de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal y (P_{ey}) e por torção (P_t) podem ser calculadas através das Expressões 36 e 37:

$$P_{ey} = \frac{\pi^2 E I_y}{(K_y L_y)^2}, \quad (36)$$

$$P_t = \frac{1}{r_o^2} \left[GJ + \frac{\pi^2 E C_w}{(K_t L_t)^2} \right], \quad (37)$$

sendo $K_t L_t$ o comprimento efetivo de flambagem global por torção e as demais variáveis já definidas nas Expressões 13 e 14 da norma brasileira.

O método da largura efetiva (EWM) foi tomado como base para o cálculo do momento fletor resistente característico em relação à flambagem local, que é dado por:

$$M_{nl} = S_{ec} F_n \leq S_{et} F_y, \quad (38)$$

onde S_{ec} é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra mais comprimida; S_{et} é o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra mais tracionada.

Os valores de S_{ec} e S_{et} podem ser definidos a partir do Apêndice 1 desta norma ou através do método da largura efetiva definido pela norma brasileira no final do tópico 2.1 deste trabalho, visto que ambos procedem de maneira semelhante e não geram conflitos de resultados.

O Método da Resistência Direta (MRD), disposto no Anexo C da norma brasileira, foi adotado como ferramenta para obtenção do momento fletor resistente característico em relação à flambagem distorcional no tópico que abrange os resultados deste trabalho, que, assim como o caso do método da largura efetiva (MLE) citado anteriormente, não gera conflito de resultados com o *Direct Strength Method* (DSM) disposto na norma americana, por se tratar do mesmo método.

2.3 ESTRUTURAS DE AÇO FORMADO A FRIO – AS/NZS 4600:2018

A AS/NZS 4600:2018, norma australiana e neozelandesa, também apresenta o dimensionamento de estruturas de aço formadas a frio. Atualizada em 2018, a norma detalha os métodos de cálculo para garantir a resistência e estabilidade dessas estruturas sob diversos tipos de carregamento. Ela também trata das falhas por flambagem, levando em conta as propriedades geométricas dos perfis e a sua capacidade de resistir a deformações plásticas.

A seguir, apresentam-se as equações e o procedimento de cálculo que a norma propõe no tópico 3.3 (*MEMBERS SUBJECT TO BENDING*) e no Apêndice D para determinar o momento fletor resistente para os modos de falha por flambagem de

perfis formados a frio. Para os cálculos referentes ao modo de falha por flambagem distorcional, o Método da Resistência Direta (MRD), descrito no Anexo C da ABNT NBR 14762:2010, foi utilizado como base, e, assim como no AISI S100, o método da largura efetiva (MLE) adotado foi o disposto na norma brasileira, visto que os procedimentos são os mesmos e não geram conflitos de resultados. A norma australiana-neozelandesa afirma que, o momento fletor de projeto (M^*) de um elemento flexionado deve satisfazer as seguintes condições: $M^* \leq \Phi_b M_s$ e $M^* \leq \Phi_b M_b$, onde Φ_b é o fator de redução da resistência à flexão (Tabela 1.6.3 da norma); M_s é o momento fletor resistente característico da seção; M_b é o momento fletor resistente característico do membro.

O cálculo de M_s é realizado com base no início do escoamento, como representado na seguinte expressão:

$$M_s = Z_e f_y, \quad (39)$$

com Z_e sendo o módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra extrema que atinge o início do escoamento, que pode ser calculado através dos tópicos 2.2, 2.3, 2.4, 2.5, 2.6 e 2.7 da norma, ou através do método da largura efetiva definido pela norma brasileira no final do tópico 2.1 deste trabalho, visto que ambos procedem de maneira semelhante e não geram conflitos de resultados.

O momento fletor resistente característico do membro M_b será o menor entre M_s e os valores encontrados para membros sujeitos à flambagem lateral e flambagem distorcional. Portanto, para perfis considerados pontos simétricos, como neste trabalho, tem-se:

$$M_b = Z_c f_c, \quad (40)$$

sendo Z_c é o módulo de resistência elástico da seção efetiva calculado à uma tensão f_c em relação à fibra de compressão extrema:

$$f_c = M_c / Z_f, \quad (41)$$

em que M_c sendo o momento crítico e Z_f o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra mais comprimida.

O cálculo de M_c deve ser realizado como segue:

(a) Quando $\lambda_b \leq 0,60$:

$$M_c = M_y \quad (42)$$

(b) Quando $0,60 < \lambda_b < 1,336$:

$$M_c = 1,11M_y \left[1 - \left(\frac{10\lambda_b^2}{36} \right) \right] \quad (43)$$

(c) Quando $\lambda_b \geq 1,336$:

$$M_c = M_y \left(\frac{1}{\lambda_b^2} \right), \quad (44)$$

$$\lambda_b = \sqrt{\frac{M_y}{M_o}}, \quad (45)$$

onde M_y representa o momento que causa o início do escoamento do aço e M_o o momento para flambagem lateral com torção elástica, determinado de acordo com o Parágrafo D2.1, Apêndice D desta norma:

$$M_y = Z_f f_y \quad (46)$$

Já para o perfil avaliado neste trabalho, utiliza-se:

$$M_o = C_b A_g r_{ol} \sqrt{f_{oy} f_{oz}}, \quad (47)$$

sendo C_b o fator de modificação para momento fletor não uniforme, que a favor da segurança e/ou para balanços com a extremidade livre sem contenção lateral pode ser tomado igual a 1,0 , ou calculado conforme equação (11) da norma brasileira; A_g

a área bruta da seção transversal; r_{ol} o raio de giração polar da seção transversal bruta em relação ao centro de torção, calculado conforme equação (12) da norma brasileira; f_{oy}, f_{oz} as forças axiais de flambagem global elástica por flexão em relação ao eixo principal y e por torção, respectivamente, dadas por:

$$f_{oy} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{l_{ey}}{r_y}\right)^2}, \quad (48)$$

$$f_{oz} = \frac{GJ}{A_g r_{ol}^2} \left(1 + \frac{\pi^2 E I_w}{GJ l_{ez}^2}\right), \quad (49)$$

com I_w sendo a constante de empenamento da seção; l_{ez}, l_{ey} os comprimentos efetivos de flambagem global por flexão em relação ao eixo y e por torção, respectivamente e as demais variáveis já definidas nas equações (13) e (14) da norma brasileira.

O Método da Resistência Direta (MRD), apresentado no Anexo C da norma brasileira, foi utilizado como ferramenta para determinar o momento fletor resistente característico relacionado à flambagem distorcional no tópico que trata dos resultados deste trabalho e sua aplicação não entra em conflito com os resultados obtidos pelo *Direct Strength Method* (DSM) descrito na norma australiana-neozelandesa.

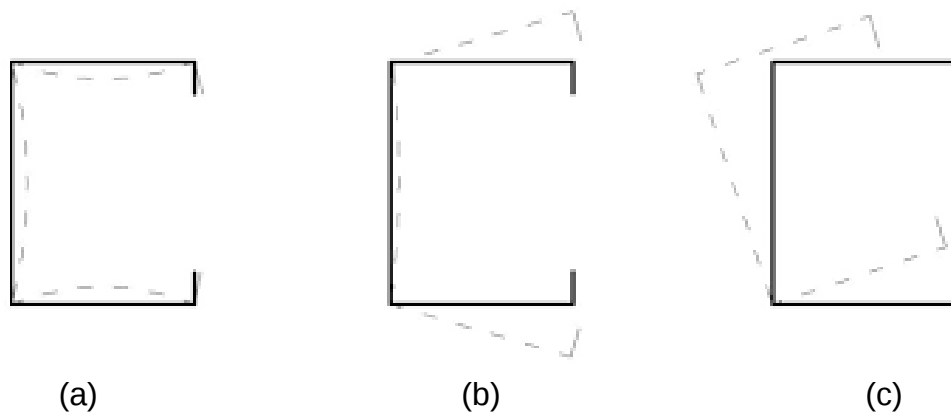
2.4 TRABALHOS EXPERIMENTAIS E NUMÉRICOS

2.4.1 MODOS DE FALHA EM PERFIS FORMADOS A FRIO – FLAMBAGEM LOCAL, DISTORCIONAL E LATERAL COM TORÇÃO

Perfis de aço formado a frio são amplamente empregados em sistemas de fechamentos laterais e coberturas metálicas, destacando-se por sua eficiência estrutural, leveza e bom custo-benefício. Tratando particularmente de perfis Z, estes apresentam uma geometria ponto simétrica, com mesas que variam em espessura e rigidez, o que os torna especialmente vulneráveis a diferentes tipos de falhas estruturais quando submetidos a carregamentos combinados, como compressão e flexão. Quando em compressão, a rigidez à flexão e a suscetibilidade à modos de falha por flambagem, seja ela local, distorcional ou lateral com torção (global), são

fortemente influenciadas pela geometria e pela rigidez das mesas, além da presença de enrijecedores, que podem melhorar o desempenho estrutural desses perfis, sob o custo de uma possível manifestação distorcional.

Figura 1 – Modos de falha por flambagem (a) local, (b) distorcional e (c) lateral com torção



Fonte: DINIS; CAMOTIM; SILVESTRE (2010)

A flambagem local ocorre quando as mesas ou a alma do perfil, submetidas à compressão, sofrem uma deformação local, levando à instabilidade do perfil. Em perfis esbeltos, a flambagem local pode ser o primeiro modo de falha, o que compromete a integridade do perfil de maneira mais imediata. Já a flambagem distorcional é caracterizada pelo abaulamento das mesas acompanhada da flexão da alma, configurando um modo de instabilidade crítico, especialmente em perfis delgados e sem enrijecimentos adequados. Tal modo é caracterizado por deformações complexas que afetam tanto as mesas quanto a alma, tornando o perfil mais suscetível a falhas catastróficas quando não tratado adequadamente. Por fim, a flambagem lateral com torção (também conhecida como flambagem global) é caracterizada pela rotação do perfil em conjunto com a flexão lateral da seção, sendo um fenômeno mais comum em perfis monossimétricos e mais grave em perfis I ou Z, em que a interação entre torção e flexão lateral afeta diretamente a rigidez global do perfil, comprometendo sua resistência estrutural.

Figura 2 – Exemplo de flambagem lateral com torção em perfil formado a frio



Fonte: Queiroz et al. (2007).

A flambagem local e distorcional são discutidas amplamente nas normas brasileiras e internacionais, como a NBR 8800:2024, que fornece os critérios de resistência à flexão e à flambagem lateral com torção em perfis pesados. A NBR 14762:2010 explicita os cálculos para resistência à flambagem local e distorcional, considerando a rigidez das mesas e a geometria do perfil. O ANSI AISI S100:2022 enfoca a imperfeição geométrica inicial e a torção como fatores críticos, recomendando o uso do Método da Resistência Direta (MRD) para analisar a capacidade resistente à flexão e à compressão em perfis formados a frio.

Nos estudos realizados por Atya et al. (2024), Akula et al. (2024) e Haidarali e Nethercot (2011), foi identificado que a flambagem distorcional é o modo de falha predominante em perfis Z de maior esbeltez. Atya et al. (2024), com apoio do Abaqus, observaram que perfis Z apresentaram maior capacidade de carga e rigidez quando enrijecedores estavam presentes nas mesas. Esses resultados foram corroborados por Akula et al. (2024) através do ANSYS para modelar o comportamento de perfis Z

com razão enrijecedor/mesa otimizada (proporção ideal), observando que esses perfis apresentaram uma redução significativa na falha por flambagem distorcional.

No estudo de Haidarali e Nethercot (2011) foi revelado que perfis Z são mais suscetíveis à flambagem distorcional quando mais esbeltos, mesmo quando enrijecedores de borda são utilizados. A interação entre flambagem local e distorcional foi evidenciada, e os resultados mostraram boa correlação com os dados experimentais de flexão em quatro pontos, indicando que a modelagem de imperfeições geométricas iniciais tem grande impacto na previsão de falhas estruturais. A simulação numérica no Abaqus e a geração de imperfeições geométricas com o CUFSM foram fundamentais para prever o comportamento de perfis de aço formados a frio e confirmar que uma restrição lateral eficaz é crucial para a redução da flambagem distorcional e a melhora na capacidade resistente à flexão.

2.4.2 INFLUÊNCIA DE ENRIJECEDORES DE BORDA

Os enrijecedores de borda são soluções amplamente adotadas no dimensionamento de perfis de aço formado a frio, com o objetivo de aumentar a resistência à flexão e reduzir os riscos de falhas estruturais. Os enrijecedores, aplicados geralmente nas mesas dos perfis, redistribuem as tensões internas, aumentam a rigidez do perfil e, conseqüentemente, melhoram a estabilidade estrutural do sistema. A presença de enrijecedores nas mesas ajuda a controlar a flambagem local nas regiões comprimidas do perfil, especialmente quando submetidos a carregamento combinado de compressão e flexão.

Quando as mesas de perfis I ou Z são submetidas a compressão, sem enrijecedores, elas podem sofrer deformações locais, resultando em instabilidade local do perfil. Os enrijecedores, ao adicionar rigidez à flexão nas mesas, atuam para reduzir a suscetibilidade a esse tipo de falha, especialmente em perfis mais esbeltos. Além disso, a rigidez à torção também é aumentada, contribuindo para a resistência global do perfil.

Figura 3 – Exemplo de flambagem local da alma de perfil formado a frio



Fonte: LURE Engenharia (2020).

Em perfis mais esbeltos, a flambagem distorcional é outro modo crítico de falha, caracterizado pela rotação das mesas em torno da ligação com a alma, levando à distorção da seção. Os enrijecedores de borda aumentam a rigidez local das mesas, podendo postergar a flambagem local, no entanto, se a alma permanece flexível, a suscetibilidade à flambagem distorcional pode se manter elevada – ou até ser intensificada – a depender da geometria da seção e das restrições laterais do sistema.

Além disso, a presença de enrijecedores de borda também favorece o controle de deformações laterais, particularmente em perfis não simétricos. O aumento da rigidez do perfil reduz a deformação lateral das mesas e contribui para aumentar a capacidade resistente à flexão, o que é essencial para o desempenho estrutural e a segurança do sistema de fechamento lateral ou cobertura metálica.

A NBR 8800:2024, que trata do dimensionamento de estruturas de aço para perfis pesados, enfatiza a importância de considerar os efeitos de imperfeições geométricas e enrijecedores de borda no dimensionamento de perfis metálicos. A 14762:2010 detalha os métodos de dimensionamento de perfis formados a frio, destacando a redução da flambagem e o aumento da resistência à flexão proporcionados pela utilização de enrijecedores, enquanto o ANSI AISI S100:2022

recomenda o uso do Método da Resistência Direta (MRD) para avaliar a capacidade resistente à flexão e à compressão.

Nos estudos realizados por Atya *et al.* (2024), Akula *et al.* (2024) e Haidarali e Nethercot (2011), foi confirmado que os enrijecedores de borda desempenham um papel fundamental na melhora do desempenho estrutural de perfis de formato Z. Atya *et al.* (2024), com apoio do Abaqus, observaram que a presença de enrijecedores melhorou a capacidade resistente à flexão, com menor deformação nas regiões críticas. Esse comportamento foi corroborado por Akula *et al.* (2024), que, através do ANSYS, simularam o efeito da razão enrijecedor/mesa em perfis Z. A razão otimizada proporcionou uma redução significativa na flambagem distorcional, resultando em aumento da resistência à flexão e redução da susceptibilidade à falha em até 20%, especialmente em perfis mais esbeltos.

Khater *et al.* (2024), por sua vez, também realizaram um estudo que investigou a influência de furos enrijecidos em perfis formato Z formados a frio e a presença de enrijecedores de borda nas mesas. A pesquisa mostrou que os enrijecedores aumentaram a capacidade de carga e a rigidez dos perfis, reduzindo os riscos de falhas por flambagem distorcional. Além disso, a presença de enrijecedores de borda foi encontrada como um fator decisivo para minimizar as deformações e aumentar a resistência à flexão dos perfis, corroborando os achados de Atya *et al.* (2024) e Akula *et al.* (2024). No estudo de Khater *et al.* (2024), a análise paramétrica com 104 modelos numéricos demonstrou que a razão entre a profundidade do furo e a altura da alma (a/H) tem um impacto considerável na resistência à flexão. A presença de enrijecedores de borda foi eficaz na redução da flambagem distorcional, especialmente para perfis de maior esbeltez.

Haidarali e Nethercot (2011), com apoio do Abaqus e do CUFSM, confirmaram que, embora a flambagem distorcional ainda seja o modo de falha predominante em perfis mais esbeltos, os enrijecedores de borda melhoram significativamente a rigidez à flexão, reduzem deformações e aumentam a estabilidade estrutural. A interação entre flambagem local e distorcional foi analisada, e os resultados experimentais de flexão em quatro pontos mostraram que a simulação de imperfeições geométricas e a restrição lateral são essenciais para evitar falhas estruturais.

Os achados desses estudos confirmam que, ao adicionar enrijecedores de borda, não apenas a capacidade de carga aumenta, mas a distribuição das tensões se torna mais uniforme, reduzindo os riscos de falha e aumentando a resistência

estrutural dos perfis. A presença de enrijecedores, portanto, é uma estratégia eficaz para melhorar o desempenho de perfis sob momentos positivos e carregamentos de compressão. Vale ressaltar que as simulações numéricas têm mostrado boa correlação com os resultados experimentais, o que reforça a eficácia dos métodos de simulação na previsão do comportamento estrutural dos perfis.

2.4.3 SOFTWARES DE SIMULAÇÃO

(a) Abaqus/CAE – Método dos Elementos Finitos

No campo da engenharia estrutural, o uso de *softwares* de simulação tem se tornado fundamental para analisar e prever o comportamento de estruturas sob condições de carregamento complexas. Para tanto, dois foram destacados no âmbito de estruturas metálicas: o Abaqus/CAE e o CUFSM. Cada um deles oferece abordagens diferentes para modelagem, análise e solução de problemas relacionados à flambagem, deformações e resistência de perfis metálicos.

O Abaqus/CAE é um dos *softwares* de análise por elementos finitos (FEA) mais conhecidos e amplamente utilizados na indústria. Ele é projetado para simulações estruturais complexas, incluindo análise linear e não linear, dinâmica, termomecânica, entre outras. Ele permite a modelagem de estruturas com grande precisão, considerando imperfeições geométricas e não linearidades materiais, o que é essencial para a análise de flambagem e comportamento plástico de perfis metálicos.

Além disso, ele permite criar modelos geometricamente precisos de perfis, com condições de contorno e carregamentos aplicados, sendo utilizado para simular flambagem local, flambagem distorcional e flambagem lateral com torção, considerando interações complexas entre diferentes modos de falha. O Abaqus é especialmente útil para a análise de instabilidade, visto que, por levar em conta imperfeições geométricas e condições de contorno adequadas, permite que Engenheiros simulem o comportamento “real” das estruturas.

Os resultados gerados pelo *software* incluem distribuições de tensões e deformações, modos de flambagem (locais, distorcionais ou globais), plastificação e interação entre modos de falha. O Abaqus é ideal para casos em que a análise não linear é necessária, como em estruturas sujeitas a carregamento dinâmico ou

flambagem inelástica, e sua capacidade de simulação de materiais não lineares o torna um dos principais *softwares* para modelagem de estruturas complexas.

(b) CUFSM – Método das Faixas Finitas

O CUFSM (*Constrained and Unconstrained Finite Strip Method*) é um *software* específico para a realização de análises de flambagem elástica em perfis de aço, sendo uma ferramenta importante para estudos de estabilidade de estruturas metálicas. Ao contrário do Abaqus, que é um *software* de elementos finitos, o CUFSM foca especificamente na flambagem elástica, oferecendo soluções eficientes para problemas de instabilidade local, distorcional e global.

O *software* utiliza o método de faixas finitas (*Finite Strip Method*), que é altamente eficaz para analisar o comportamento de barras prismáticas.

Dentre os resultados gerados pelo *software*, identifica-se a chamada “curva de assinatura”, um gráfico que faz a relação entre o fator de carga e o comprimento de “meia onda” (*load factor x half-wavelength*), ou seja, o comprimento associado à deformação lateral da seção analisada. Esse gráfico é utilizado para determinar as tensões críticas elásticas para a seção em estudo, apresentando o fator de carga necessário para causar a manifestação da instabilidade, através de “mínimos” na curva. É uma ferramenta essencial para identificar o comportamento de um perfil em relação aos modos de falha por flambagem e seus resultados servem como dados de entrada para a aplicação do MRD.

Embora o Abaqus e o CUFSM tenham propósitos e abordagens de análise diferentes, ambos podem ser complementares no processo de dimensionamento e otimização de estruturas metálicas. O Abaqus é altamente flexível, permitindo simulações de flambagem complexas em estruturas 3D e modelagem não linear com materiais e geometrias complexas, enquanto o CUFSM é mais eficiente para análises de flambagem de perfis de aço, oferecendo soluções rápidas e precisas para problemas de estabilidade local, distorcional e global.

Ambos os *softwares* têm grande importância na análise de perfis formados a frio e serão tratados com mais detalhes nos tópicos que seguem, visto que foram essenciais para o desenvolvimento deste trabalho.

3 MATERIAIS E METODOLOGIA

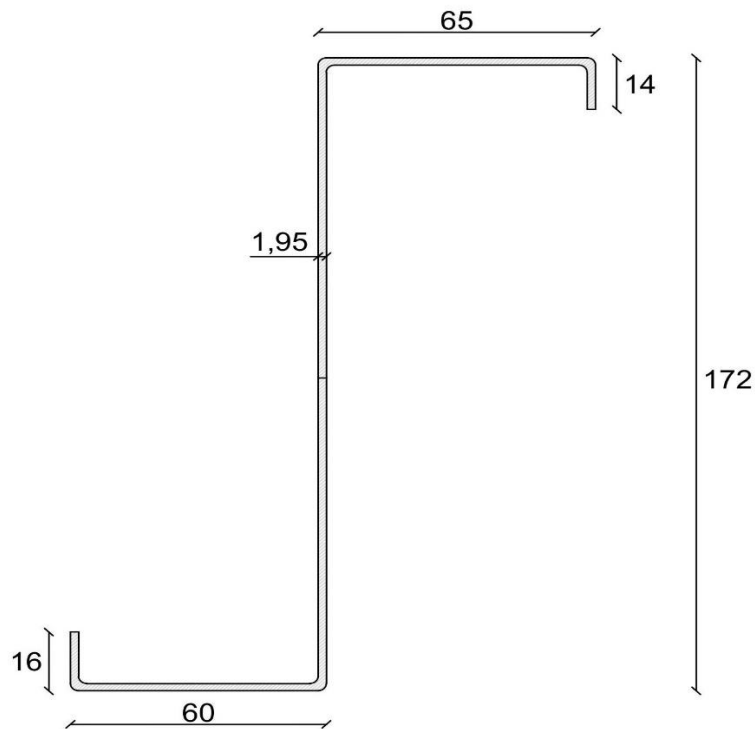
3.1 GEOMETRIA DO PERFIL E CARACTERÍSTICAS DO MATERIAL AÇO

O perfil adotado para as análises numéricas e semianalíticas desenvolvidas neste trabalho corresponde à seção Z90–172x65x60x14x16x1,95 empregada pela empresa Modular Sistema Construtivo, fabricada em aço zincado estrutural do tipo ZAR-345 com padrão de revestimento Z275. As principais propriedades geométricas da seção foram obtidas diretamente do CUFSM e podem ser observadas juntamente com os parâmetros mecânicos do aço na Tabela 5. O detalhamento da seção transversal é apresentado na Figura 4.

Tabela 5 – Propriedades geométricas e mecânicas do perfil e do aço

Propriedades	Valores Correspondentes
A (cm²) , área da seção transversal	6,09
I_x (cm⁴) , momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal x	274,03
I_y (cm⁴) , momento de inércia da seção bruta em relação ao eixo principal y	46,41
y_g (cm) , distância do centro de torção ao centroide, na direção do eixo principal y	8,59
W (cm³) , módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra extrema que atinge o escoamento	31,89
E (MPa) , módulo de elasticidade do aço	200.000
G (MPa) , módulo de elasticidade transversal do aço	77.000
J (cm⁴) , constante de torção da seção	0,07720
C_w (cm⁶) , constante de empenamento da seção	2319,72
f_y (MPa) , resistência ao escoamento	345
f_u (MPa) , resistência à ruptura do aço	430
ν , coeficiente de Poisson do aço	0,3

Fonte: Próprio autor.

Figura 4 – Detalhamento da seção transversal

Fonte: Próprio autor.

3.2 PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO NUMÉRICA

A calibração numérica desenvolvida neste trabalho foi realizada com base no perfil estrutural Z90–172x65x60x14x16x1,95 denotado no subtópico acima. Esse perfil foi previamente submetido a ensaios experimentais conduzidos pelo Departamento de Engenharia de Estruturas da Escola de Engenharia de São Carlos (EESC-USP), em parceria com a empresa, e sua análise experimental serviu como base para a modelagem numérica tratada nos tópicos que seguem.

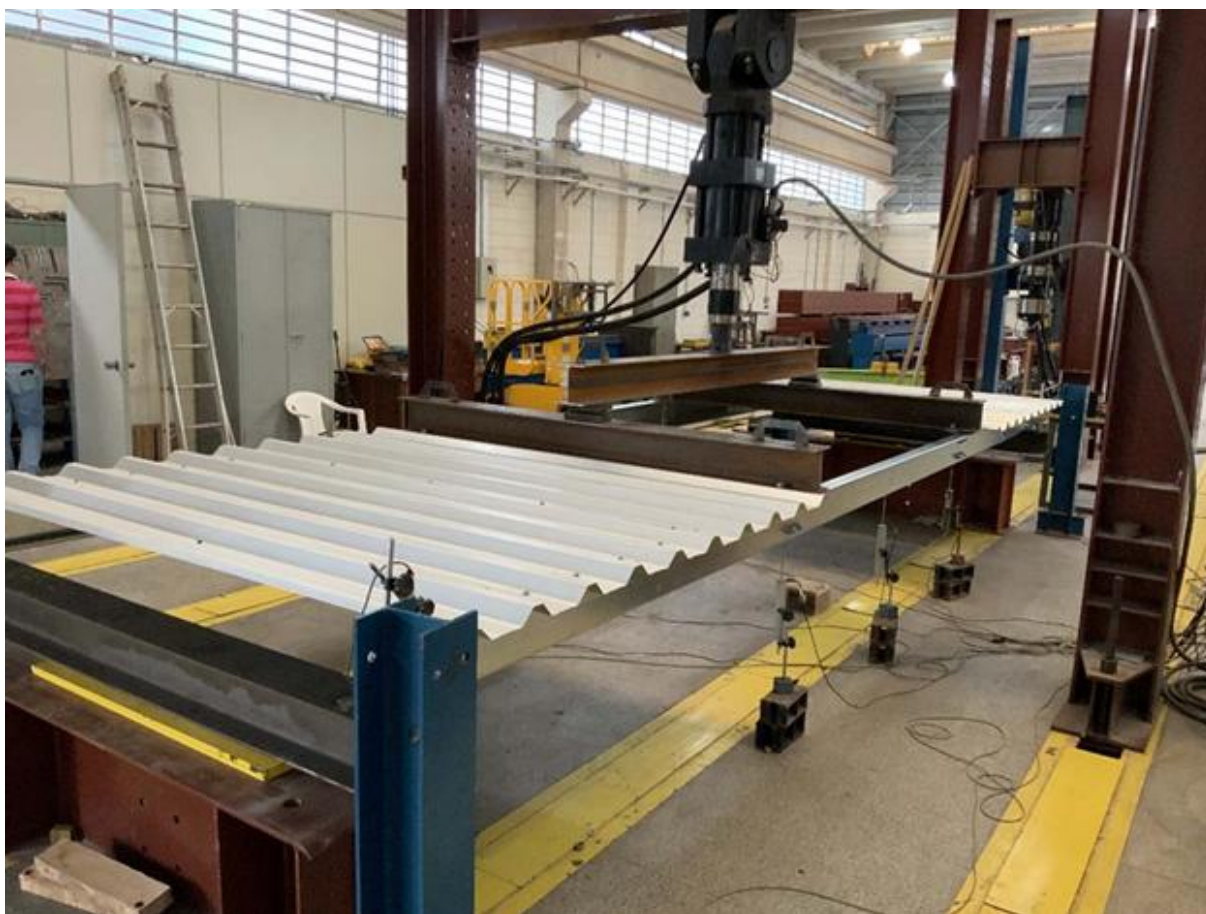
A escolha deste perfil se justifica não apenas por sua ampla utilização prática, mas também pela limitada presença de estudos na literatura que explorem, de forma sistemática, os mecanismos de flambagem (local, distorcional e global) em perfis Z enrijecidos. Essa lacuna reforça a relevância da análise numérica aqui proposta.

Além disso, observou-se uma convergência direta entre os objetivos deste trabalho e os do estudo experimental utilizado como referência, uma vez que ambos buscam compreender o comportamento resistente de terças de aço formadas a frio,

submetidas à flexão positiva em condições de apoio biarticuladas. Essa compatibilidade favoreceu a adoção dos dados experimentais como referência segura para a calibração do modelo computacional.

A modelagem numérica tratada adiante se deu no Abaqus/CAE tomando como referência o arranjo estrutural do Protótipo Z 172-ST detalhado na Figura 5 e no Anexo A ao fim deste trabalho.

Figura 5 – Vista geral do protótipo Z 172-ST do relatório técnico



Fonte: EESC-USP/MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO, 2019.

O protótipo se caracteriza pela ausência de telhas metálicas no trecho central do vão, resultando em uma região de flexão pura gerada por carregamento aplicado em dois pontos (teste de flexão por quatro pontos).

No ensaio, o protótipo falhou por instabilidade global, conforme Figura 6, indicando que as telhas fixadas na mesa comprimida da terça contribuíram para a contenção lateral da mesma, porém não demonstraram significativa influência quanto à instabilidade distorcional.

Figura 6 – Configuração deformada de falha do protótipo Z 172-ST



Fonte: EESC-USP/MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO, 2019.

A simulação numérica no Abaqus foi elaborada com uma única terça, replicando fielmente as propriedades geométricas e materiais do ensaio experimental.

Com o intuito de introduzir a ideia de travamento lateral na terça metálica, o modelo incorporou elementos representativos das telhas trapezoidais denotadas no protótipo fixadas na região central da mesa superior do perfil Z, sem comprometer a possibilidade de flambagem lateral com torção. Essa abordagem permitiu avaliar com maior precisão as instabilidades locais e distorcionais, alinhando-se aos procedimentos normativos estabelecidos na ABNT NBR 14762:2010.

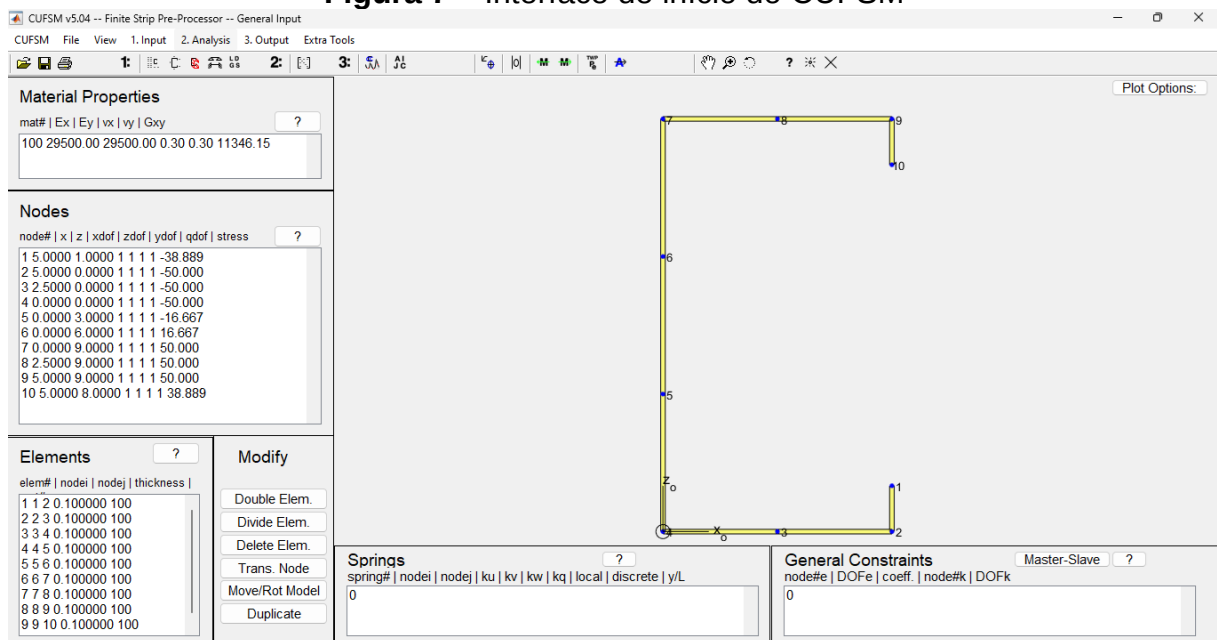
A calibração realizada, portanto, garantiu a consistência entre os parâmetros físicos experimentais e a representação computacional, constituindo uma base sólida para a etapa de validação numérica apresentada no item 3.4 deste trabalho.

3.3 PROCEDIMENTO SEMIANALÍTICO

A análise semianalítica do perfil estrutural se deu através do CUFSM (*Constrained and Unconstrained Finite Strip Method*), desenvolvido pela Johns Hopkins University. O *software* baseia-se no método das faixas finitas e permite determinar, com elevada precisão, os modos de flambagem de perfis formados a frio, sendo amplamente utilizada em aplicações baseadas no Método da Resistência Direta (MRD), conforme previsto na ABNT NBR 14762:2010.

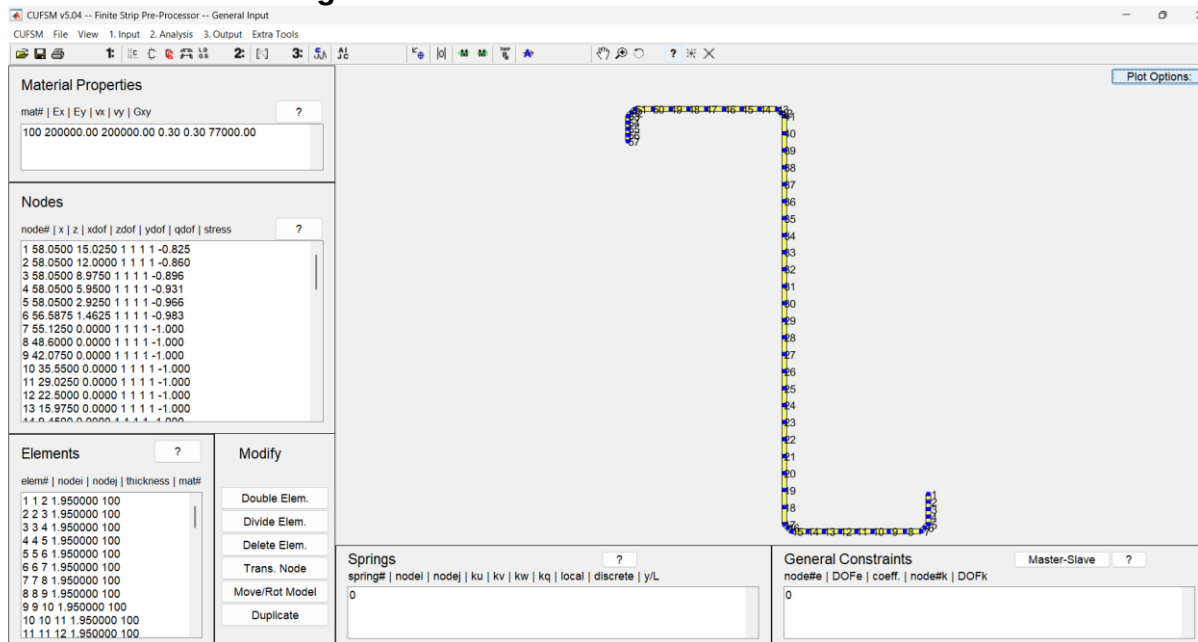
A interface de início do CUFSM pode ser observada na Figura 7, onde, de início, é possível inserir as propriedades mecânicas do material e as coordenadas cartesianas referentes à um perfil arbitrário, seja manualmente, ou através de uma calculadora de perfis presente no próprio *software*. Contudo, o perfil enfoque deste trabalho foi detalhado na ferramenta computacional, como apresentado na Figura 8.

Figura 7 – Interface de início do CUFSM



Fonte: CUFSM – Finite Strip Software.

Figura 8 – Perfil Z90 modelado no CUFSM



Fonte: Próprio autor.

Para o procedimento adotado neste trabalho, foi utilizada uma tensão de referência de 1 MPa, valor esse arbitrário e com o único propósito de normalizar os resultados, uma vez que, nesse contexto, o fator de carga (load factor) calculado pelo CUFSM corresponde numericamente à tensão crítica associada a cada modo de instabilidade. Essa abordagem é padrão nas análises de modos de falha por flambagem, não influenciando a geometria modal nem os resultados qualitativos, apenas facilitando a interpretação dos valores.

O software traz como principal resultado a chamada “curva de assinatura” (*signature curve*), que representa a relação entre o comprimento de meia onda (*halfwave-length*) e a tensão crítica para cada modo. Essa curva é essencial para a aplicação do MRD, pois permite identificar os três mínimos, quando existentes, para os modos principais de instabilidade do perfil:

- i. **Flambagem local:** geralmente associada ao primeiro mínimo da curva, caracterizando instabilidade em elementos isolados da seção (como mesa ou alma).
- ii. **Flambagem distorcional:** representada pelo segundo mínimo, indicando deformações que envolvem rotação das mesas com possível deslocamento da linha neutra.

- iii. **Flambagem lateral com torção:** modo de instabilidade do perfil como um todo, com deslocamento transversal ou rotação da seção, usualmente aparecendo em comprimentos de meia onda mais elevados.

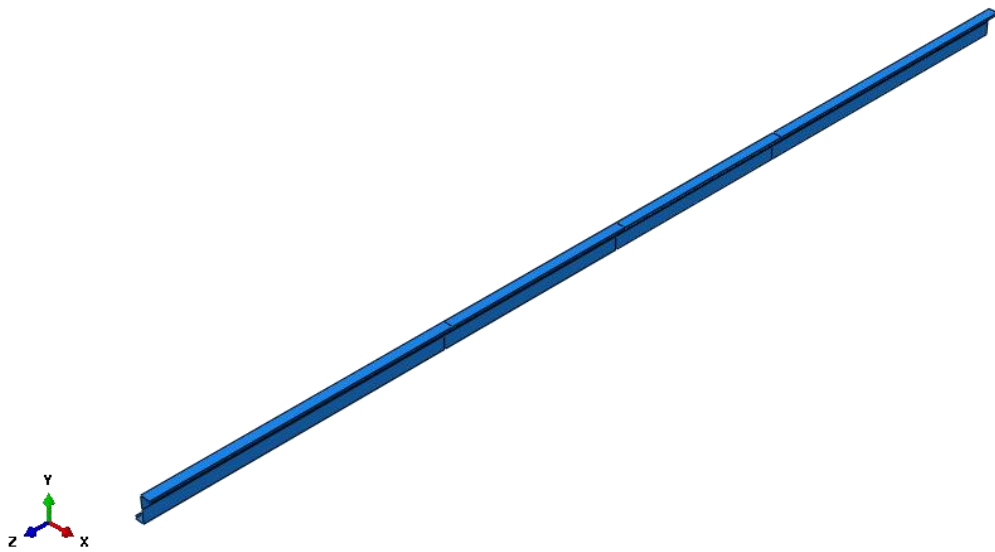
A curva de assinatura obtida para o perfil em estudo foi, portanto, utilizada como base para os cálculos da capacidade resistente ao momento fletor segundo o MRD, sendo os valores mínimos identificados diretamente correlacionados às tensões críticas de flambagem.

3.4 VALIDAÇÃO NUMÉRICA

Com o objetivo de validar os resultados obtidos por meio da abordagem semianalítica e dos critérios estabelecidos pelas normas técnicas, foi realizada uma análise linear de flambagem no *software* Abaqus/CAE, por meio do recurso computacional *Linear Buckle Analysis*, utilizando o método dos elementos finitos (MEF).

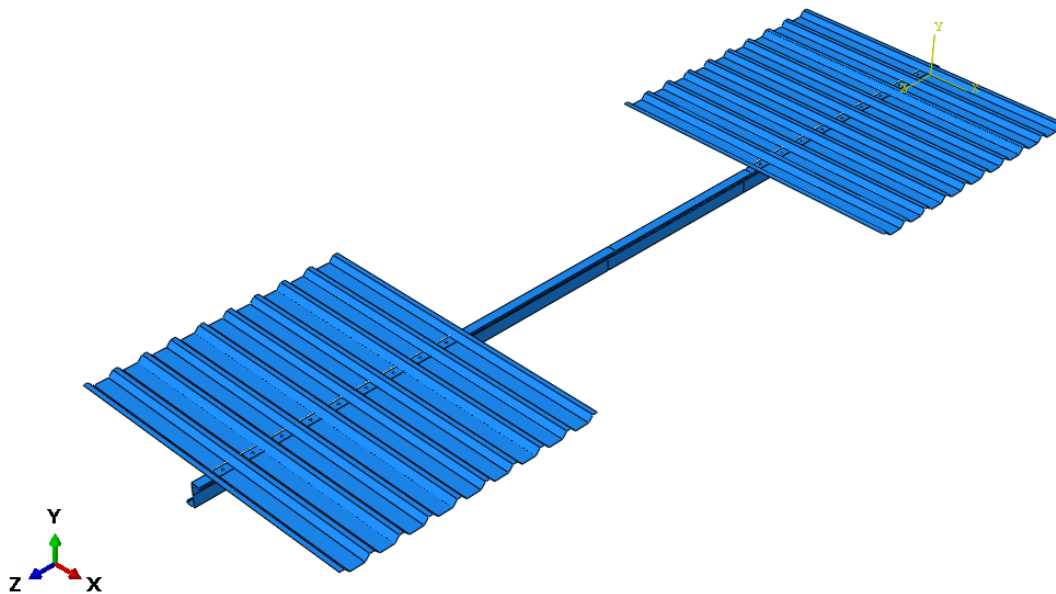
O procedimento buscou simular, de forma idealizada, o comportamento estrutural do perfil Z90 deste trabalho sob flexão pura em regime de serviço. Diversas modelagens foram feitas com base no Protótipo Z 172-ST (Figura 5), porém com uma alteração. Enquanto o arranjo experimental presente no relatório técnico da Modular SC contava com duas terças idênticas separadas pelas telhas trapezoidais em 1800 mm, as simulações numéricas foram realizadas com apenas uma terça, conforme ilustra a Figura 9, transladando as telhas trapezoidais para a região central da mesa superior e fixando-as por meio da ferramenta “*Tie*” do *software*, como pode ser observado na Figura 10. Essa simplificação buscou preservar a representatividade do sistema em relação à contenção lateral, sem comprometer a interpretação dos modos de flambagem.

Figura 9 – Modelagem da terça Z90-172x65x60x14x16x1,95 no Abaqus/CAE



Fonte: Próprio autor

Figura 10 – Modelagem do Protótipo Z 172-ST simplificado no Abaqus/CAE



Fonte: Próprio autor.

Os modelos foram discretizados por meio de elementos finitos do tipo S4R de tamanho 20mm, com malha quadrilateral (*quad*) e método de geração “*free*”.

O Abaqus define os deslocamentos e rotações nos eixos X, Y e Z através de notações do tipo U e UR, onde U1, U2, U3 representam os deslocamentos nas direções X, Y e Z, respectivamente, e UR1, UR2, UR3 representam as rotações em torno dos eixos X, Y e Z, respectivamente. As notações citadas anteriormente podem

ser interpretadas como “travadas” quando estiverem assinaladas com um “√” na caixa de diálogos seguida por um “0” na frente. As condições de contorno dos modelos deste trabalho foram definidas com base no arranjo físico do ensaio experimental, onde foram testadas três situações:

- i. Vínculo de garfo a partir dos “edges” (arestas) do esqueleto do perfil

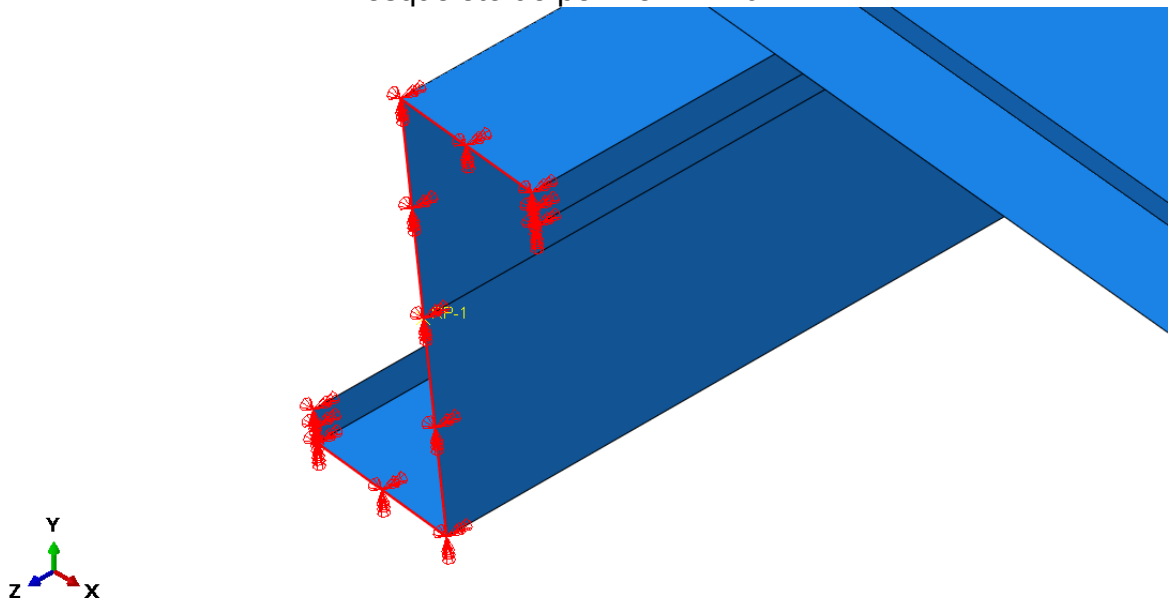
Extremidade 1 (L=0)	Centro (L=3067mm)	Extremidade 2 (L=6134mm)
U1,U2,UR3 = 0	U3 = 0	U1,U2,UR3 = 0

- ii. Condição de viga biapoiada a partir dos “edges” (arestas) do esqueleto do perfil

Extremidade 1 (L=0)	Centro (L=3067mm)	Extremidade 2 (L=6134mm)
U1,U2,UR2,UR3 = 0	-	U1,U2,U3,UR2,UR3 = 0

A Figura 11 ilustra a condição de contorno tratada no item (ii):

Figura 11 – Condição de contorno de viga biapoiada a partir dos “edges” do esqueleto do perfil em L = 0



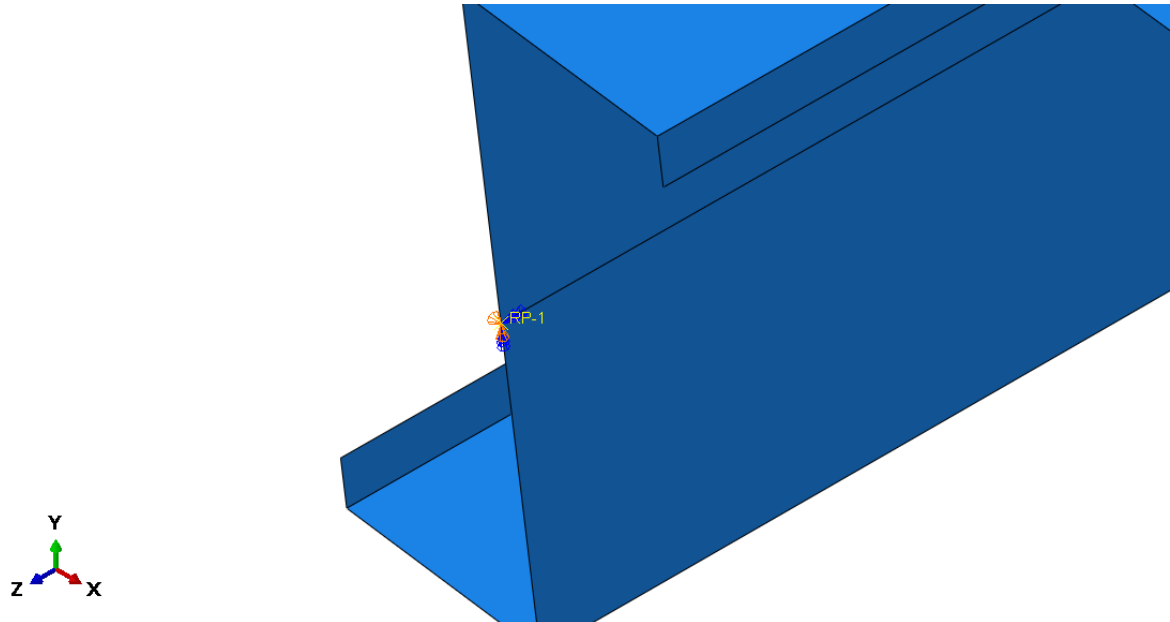
Fonte: Próprio autor.

- iii. Condição de viga biapoiada a partir da função “Rigid body” criados a uma altura $h/2$ da alma

Extremidade 1 (L=0)	Centro (L=3067mm)	Extremidade 2 (L=6134mm)
U1,U2,UR2,UR3 = 0	-	U1,U2,U3,UR2,UR3 = 0

A Figura 12 ilustra a condição de contorno tratada no item (iii):

Figura 12 – Condição de contorno de viga biapoçada a partir da função “*Rigid body*” criado a uma altura $h/2$ da alma em $L = 0$



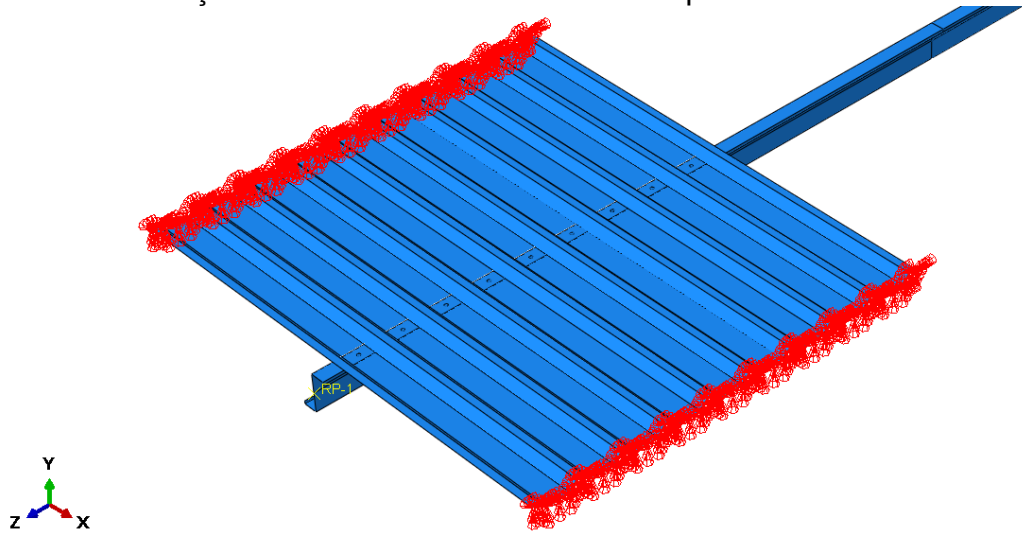
Fonte: Próprio autor.

As telhas também foram submetidas a condições de contorno ao longo de todos os “edges” dispostos no eixo Z do Abaqus, em ambas as extremidades, que representam a simetria e a continuidade delas, visando tornar o modelo cada vez mais fiel ao que acontece na realidade. As condições de contorno aplicadas para cada telha podem ser analisadas a seguir:

Extremidade 1 (L=0)	Extremidade 2 (L=2130mm)
$U1, UR2, UR3 = 0$	$U1, UR2, UR3 = 0$

A Figura 13 identifica as condições de contorno de continuidade e simetria aplicadas para cada telha:

Figura 13 – Condição de contorno de continuidade aplicada em uma das telhas



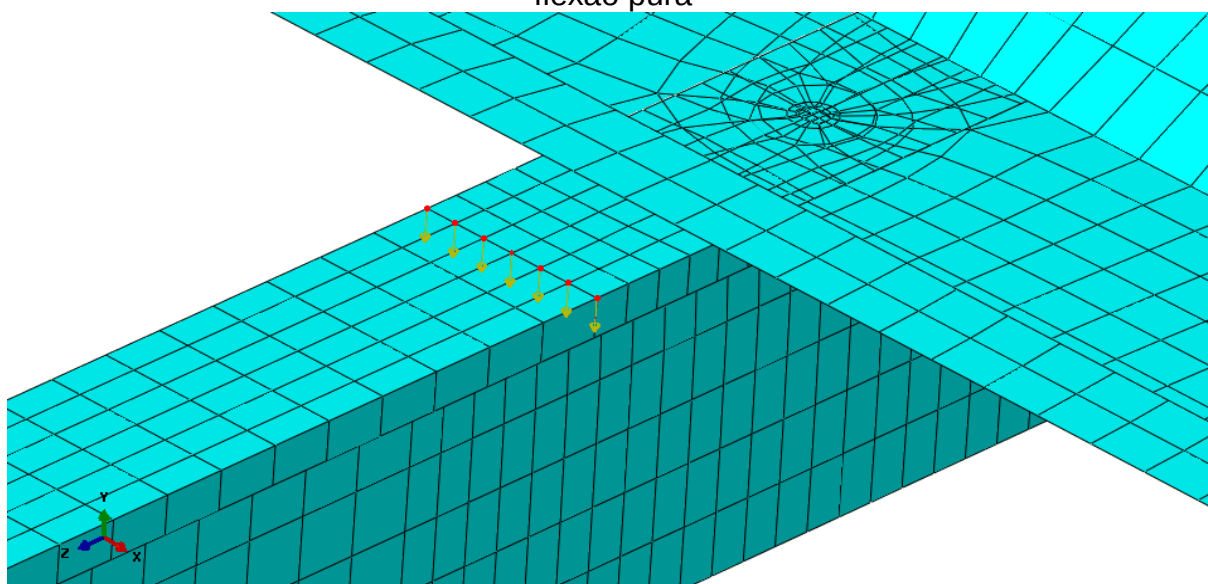
Fonte: Próprio autor.

A carga aplicada na análise de flambagem elástica foi do tipo unitária (1,0 N), inserida em duas regiões específicas que correspondem aos atuadores de força no protótipo original. O comprimento total do protótipo modelado foi de 6134 mm, subdividido em três regiões:

- i. 1863 mm de telhas trapezoidais – duas peças de 931,5 mm unidas – em cada uma das extremidades do protótipo (representando o travamento lateral).
- ii. 2408 mm de trecho central sem telhas, correspondente à região de flexão pura.

A aplicação das forças foi realizada diretamente sobre os nós da malha gerada na região da mesa superior. Ao longo do eixo X, observou-se a existência de seis elementos finitos em cada extremidade do trecho de flexão pura, o que resultou em sete nós ao longo dessa região, conforme ilustra Figura 14. Dessa forma, o carregamento unitário foi uniformemente dividido entre esses nós, com a magnitude de $1/7 \approx 0,142857$ N aplicada em cada um deles, em ambas as extremidades, simulando o carregamento real com maior fidelidade.

Figura 14 – Carga aplicada nos nós da malha de uma extremidade do trecho de flexão pura



Fonte: Próprio autor.

A modelagem não foi 100% fiel ao protótipo no que diz respeito aos comprimentos citados acima, visto que, no relatório técnico, o trecho central sem telhas possui 2200 mm e a única especificação técnica quanto à telha trapezoidal utilizada nos ensaios experimentais da Escola de Engenharia de São Carlos (USP) foi de que se tratava de elementos de ‘Telha Trapezoidal TLH40/1020 C/2130’, com 1020 milímetros de largura e 2130 milímetros de comprimento.

Assim, para efeitos comparativos como é o caso deste trabalho, foi tomada a telha trapezoidal TP40/1020 do Grupo ISOESTE fabricada em aço galvanizado estrutural do tipo ZAR-280 com padrão de revestimento Z275 (980mm/peça e espessura = 0,43mm) como referência técnica, sem comprometer o objetivo da pesquisa. O comprimento de 931,5 mm por peça se deu por conta dos ajustes necessários para que o protótipo modelado no Abaqus fosse o mais fiel possível ao retratado no relatório técnico e à telha da ISOESTE tomada como referência no que se refere ao número de ondas, comprimento das ondas, altura da onda, comprimento dos trechos travados e do trecho livre.

A análise computacional permitiu identificar os modos críticos de flambagem, os quais foram posteriormente comparados com os valores obtidos por meio do CUFSM e das prescrições normativas, compondo assim o processo de validação da abordagem adotada neste trabalho.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção, são apresentados e discutidos os principais resultados obtidos durante o desenvolvimento deste trabalho. As análises computacionais foram conduzidas por meio do Abaqus/CAE e do CUFSM.

Os resultados foram interpretados apoiando-se em três normas técnicas amplamente reconhecidas no campo da Engenharia de Estruturas Metálicas: a ABNT NBR 14762:2010, o ANSI AISI S100:2022 e a AS/NZS 4600:2018.

O detalhamento da seção transversal Z90–172x65x60x14x16x1,95 está disposto na Figura 4 deste trabalho. As propriedades geométricas e as características do aço estão descritas na Tabela 5.

Os tópicos 2.1, 2.2 e 2.3 dispõem das equações utilizadas para a obtenção dos resultados teóricos aqui apresentados, bem como das descrições de cada variável.

4.1 RESULTADOS ANALÍTICOS – NORMAS TÉCNICAS

4.1.1. ABNT NBR 14762:2010 – DIMENSIONAMENTO DE ESTRUTURAS DE AÇO CONSTITUÍDAS POR PERFIS FORMADOS A FRIO

O Método da Seção Efetiva (MSE) foi tomado como base para a obtenção das propriedades efetivas da seção.

A Tabela 6 representa os dados de entrada necessários para obtenção dos momentos críticos e resistentes para os modos de falha por flambagem elástica por meio da norma brasileira (Tabela 7).

Tabela 6 – Dados de entrada

Dados	Valor
K_l	25,70
C_b	1,0
r_x (cm)	6,70
r_y (cm)	2,76
x_o (cm)	0,078
y_o (cm)	8,59
r_o (cm)	11,24
K_y, K_z	1,0
L_y, L_z (cm)	220/240,8/613,4

N_{ey} (kN)	189,28
N_{ez} (kN)	79,59

Fonte: Próprio autor.

Tabela 7 – Momentos críticos e resistentes para os modos de falha indicados obtidos por meio da norma brasileira

Modo de falha	Momento crítico (kN.cm)	Momento resistente característico (kN.cm)
Flambagem lateral com torção (220 cm)	689,79	673,33
Flambagem lateral com torção (240,8 cm)	579,16	577,61
Flambagem lateral com torção (613,4 cm)	210,03	209,04
Flambagem local	1904,17	1028,58
Flambagem distorcional	1287,40	906,90

Fonte: Próprio autor.

O Método da Resistência Direta (MRD) prescrito no Anexo C da norma brasileira ou no tópico 2.1 deste trabalho foi utilizado para os cálculos referentes à flambagem distorcional do perfil. A tensão crítica para o modo de falha em questão foi retirada do CUFSM, que será detalhado adiante.

A seguir, apresenta-se na Tabela 8 e nas Figuras 15, 16, 17 e 18, os valores obtidos por meio do Método da Largura Efetiva (MLE), disposto no tópico 2.1 deste trabalho. O módulo de resistência elástico da seção efetiva foi utilizado para a obtenção dos resultados das outras duas normas tratadas adiante. Os detalhamentos foram realizados no AutoCAD e os raios de dobra foram considerados como sendo igual a espessura do perfil (1,95 mm).

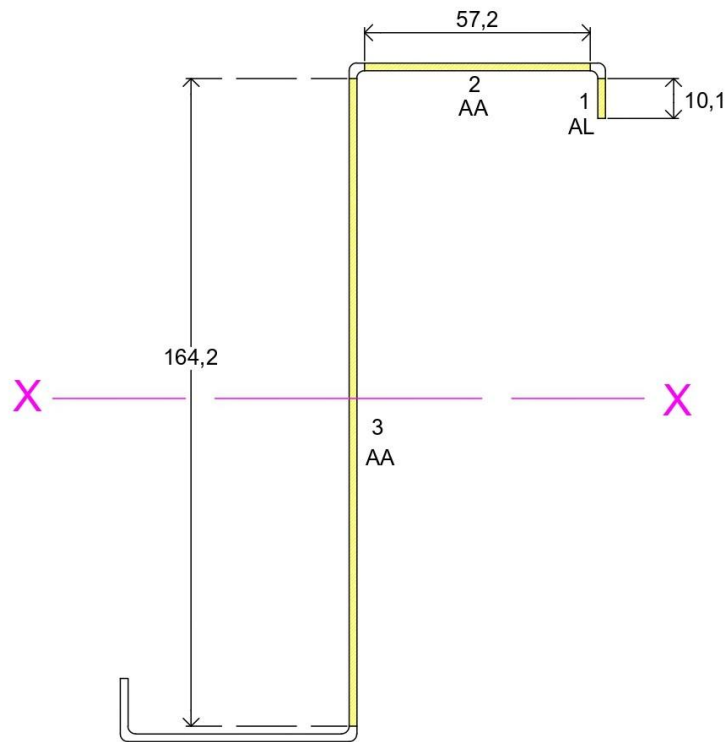
Tabela 8 – Método da largura efetiva (MLE)

	Enrijecedor	Mesa	Alma
AA/AL	AL	AA	AA
k	0,475	4,0	24,0
λ_p	0,328 ($\leq 0,637$)	0,641 ($\leq 0,637$)	0,751 ($> 0,637$)
b_{ef} (mm)	10,1	57,2	77,3
$b_{ef,1}$ (mm)	---	---	19,33
$b_{ef,2}$ (mm)	---	---	38,65

Fonte: Próprio autor.

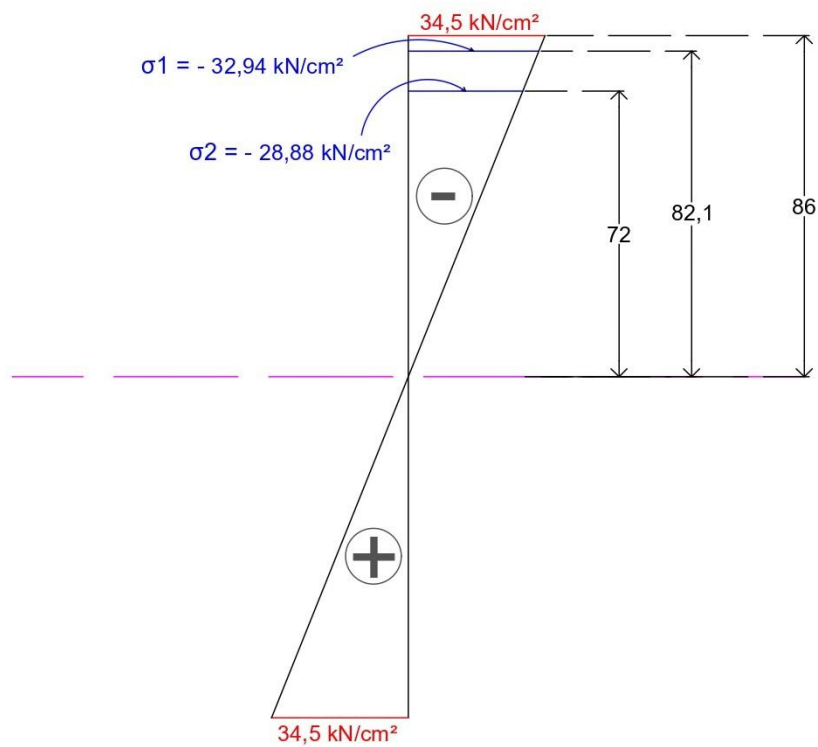
Para o enrijecedor e a mesa superior comprimida, $b_{ef} = b$.

Figura 15 – Trechos retos dos elementos do perfil, em milímetros, 1 – enrijecedor (AL), 2 – mesa (AA), 3 – alma (AA)

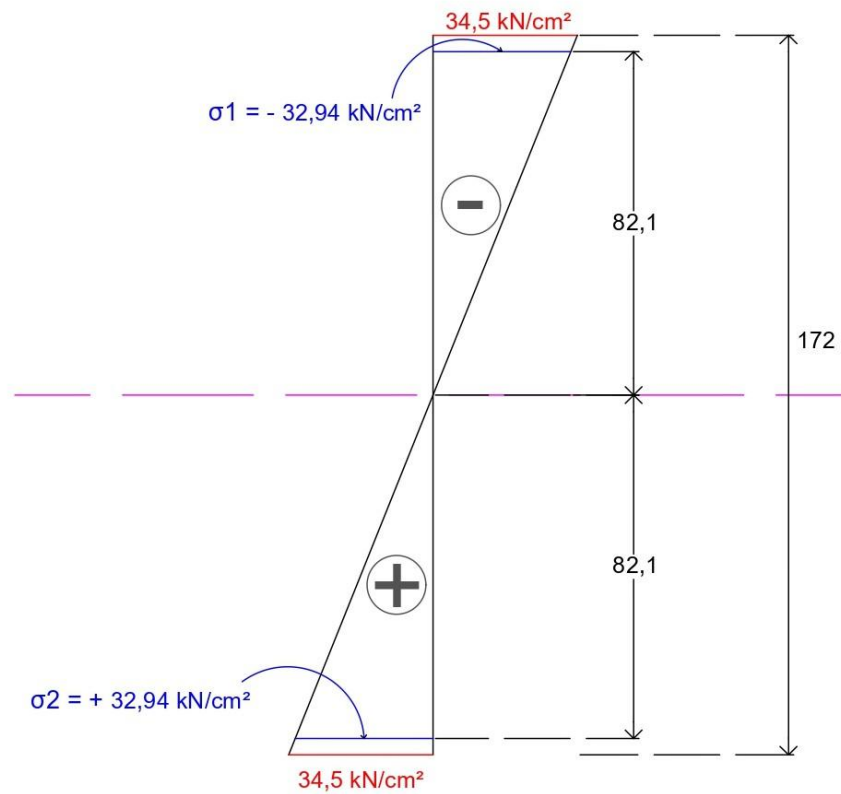


Fonte: Próprio autor.

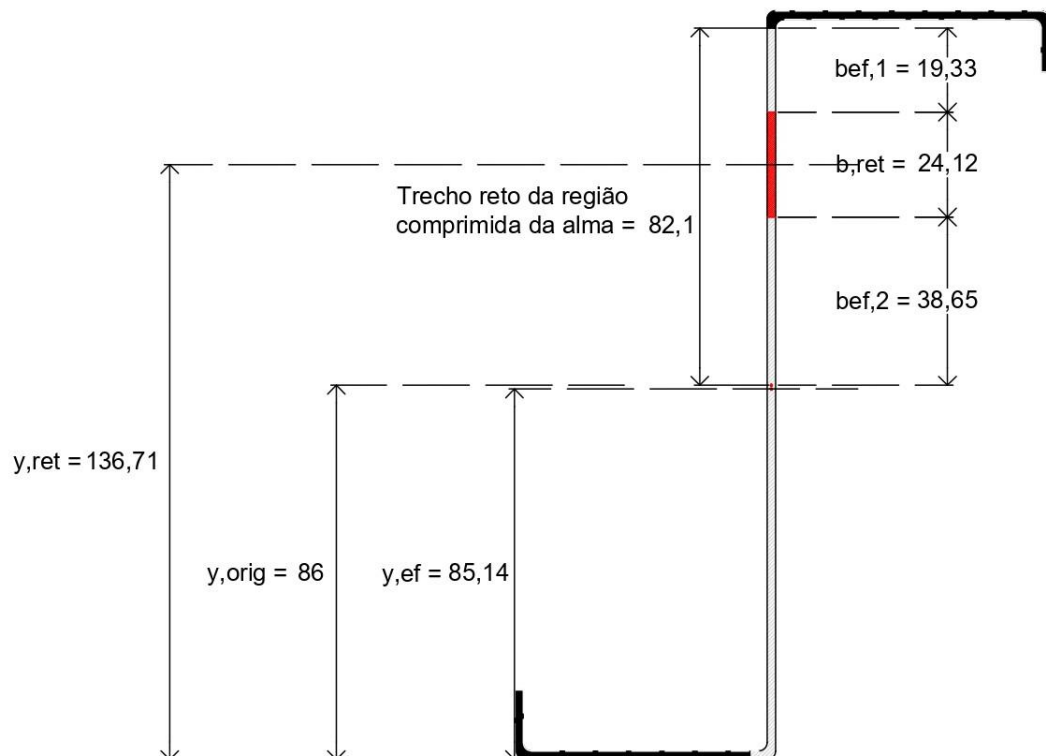
Figura 16 – Distribuição linear de tensões no enrijecedor (AL)



Fonte: Próprio autor.

Figura 17 – Distribuição linear de tensões na alma (AA)

Fonte: Próprio autor.

Figura 18 – Larguras efetivas da alma

Fonte: Próprio autor.

E, tendo em vista que a norma brasileira não dispõe de um método para obtenção do módulo de resistência elástico da seção efetiva, este foi calculado através das notas de aula do Prof.º Dr. Emerson Alexandro Bolandim, e os resultados estão dispostos na Tabela 9:

Tabela 9 - Módulo de resistência elástico da seção efetiva

Parâmetro calculado	Valor
$A_{ret} (cm^2)$, área retirada	0,0936
$A_{ef} (cm^2)$, área efetiva	5,997
$y_{ef} (cm)$, distância efetiva do centro de torção ao centroide, na direção do eixo principal y	8,514
$I_{ret} (cm^4)$, momento de inércia retirado	12,510
$I_{x,ef} (cm^4)$, momento de inércia efetivo em relação ao eixo principal x	259,111
$I_{ef} (cm^4)$, momento de inércia da seção efetiva	259,067
$W_{ef} (cm^3)$, módulo de resistência elástico da seção efetiva em relação à fibra extrema que atinge o escoamento	30,429

Fonte: Próprio autor.

4.1.2. ANSI AISI S100:2022 – ESPECIFICAÇÃO NORTE-AMERICANA PARA O DIMENSIONAMENTO DE ELEMENTOS ESTRUTURAIS DE AÇO FORMADO A FRIO

O Método da Largura Efetiva (MLE), disposto no tópico 2.1 deste trabalho foi tomado como base para a obtenção das propriedades efetivas da seção.

A Tabela 10 representa os dados de entrada necessários para obtenção dos momentos críticos e momentos resistentes para os modos de falha por flambagem elástica por meio da norma americana (Tabela 11).

Tabela 10 – Dados de entrada

Dados	Valor
K_y, K_z	1,0
Cb	1,0
$r_x (cm)$	6,70
$r_y (cm)$	2,76
$x_o (cm)$	0,078
$y_o (cm)$	8,59

r_o (cm)	11,24
L_y, L_z (cm)	220/240,8/613,4
P_{ey} (kN)	189,28
P_t (kN)	79,59
F_{cre} (kN/cm ²)	21,63
F_n (kN/cm ²)	21,35
S_{ec}, S_{et} (cm ³)	30,429
S_{fc} (cm ³)	31,89
F_{crl} (kN)	61,184

Fonte: Próprio autor.

Tabela 11 – Momentos críticos e resistentes para os modos de falha indicados obtidos por meio da norma americana

Modo de falha	Momento crítico (kN.cm)	Momento resistente característico (kN.cm)
Flambagem lateral com torção (220 cm)	689,79	680,85
Flambagem lateral com torção (240,8 cm)	579,16	579,12
Flambagem lateral com torção (613,4 cm)	210,03	210,03
Flambagem local	1972,08	649,66
Flambagem distorcional	1287,40	906,90

Fonte: Próprio autor.

O Método da Resistência Direta (MRD) prescrito na norma americana ou no tópico 2.1 deste trabalho foi utilizado para os cálculos referentes à flambagem distorcional do perfil. A tensão crítica para o modo de falha em questão foi retirada do CUFSM, que será detalhado adiante.

4.1.3. AS/NZS 4600:2018 – ESTRUTURAS DE AÇO FORMADO A FRIO

O Método da Largura Efetiva (MLE), disposto no tópico 2.1 deste trabalho foi tomado como base para a obtenção das propriedades efetivas da seção.

A Tabela 12 representa os dados de entrada necessários para obtenção dos momentos críticos e momentos resistentes para os modos de falha por flambagem elástica por meio da norma australiana-neozelandesa (Tabela 13).

Vale ressaltar que a análise teórica referente ao modo de falha por flambagem local não é explícita na AS/NZS.

Tabela 12 – Dados de entrada

Dados	Valor
C_b	1,0
A_g (cm ²)	6,09
r_x (cm)	6,70
r_y (cm)	2,76
x_o (cm)	0,078
y_o (cm)	8,59
r_{o1} (cm)	11,24
l_{ey}, l_{ez} (cm)	220/240,8/613,4
f_{oy} (kN)	30,843
f_{oz} (kN)	13,07
M_y (kN.cm)	1100,2
M_o (kN.cm)	1374,65
Z_c (cm ³)	30,429
Z_f (cm ³)	31,89
f_c (kN/cm ²)	29,87

Fonte: Próprio autor.

Tabela 13 – Momentos críticos e resistentes para os modos de falha indicados obtidos por meio da norma australiana-neozelandesa

Modo de falha	Momento crítico (kN.cm)	Momento resistente característico (kN.cm)
Flambagem lateral com torção (220 cm)	952,52	908,91
Flambagem lateral com torção (240,8 cm)	902,05	860,72
Flambagem lateral com torção (613,4 cm)	209,80	200,19
Flambagem distorcional	1287,40	906,90

Fonte: Próprio autor.

O Método da Resistência Direta (MRD) prescrito na norma australiana-neozelandesa ou no tópico 2.1 deste trabalho foi utilizado para os cálculos referentes à flambagem distorcional do perfil. A tensão crítica para o modo de falha em questão foi retirada do CUFSM, que será detalhado adiante.

4.2 RESULTADOS SEMIANALÍTICOS (MÉTODO DAS FAIXAS FINITAS)

O CUFSM foi fundamental para aplicar o Método da Resistência Direta (tópico 2.1 deste trabalho) na análise de flambagem do perfil. O detalhamento da seção realizado no *software* pode ser observado na Figura 8.

As respostas geradas pela “curva de assinatura” do perfil são dadas em *newtons* e milímetros. A tensão de referência utilizada foi de 1 MPa e o fator de carga (*load factor*) calculado pelo *software* corresponde numericamente à tensão crítica associada a cada modo de instabilidade.

A expressão utilizada para transformar a tensão crítica em momento crítico de flambagem elástica, para cada modo de falha, está explícita abaixo:

$$M_{crit} = \sigma_{crit} \cdot W, \quad (50)$$

sendo M_{crit} o momento crítico associado à cada um dos três modos de falha por flambagem (M_l, M_{dist}, M_e); σ_{crit} a tensão crítica (*load factor*) associada à cada um dos mínimos da “curva de assinatura” gerada no CUFSM; W o módulo de resistência elástico da seção bruta em relação à fibra comprimida que atinge o escoamento.

Os comprimentos de meia onda de 2200 mm, 2408 mm e 6134 mm foram tomados como base para a análise de instabilidade global, visto que:

- 2200 mm – trecho de flexão pura indicado no protótipo do relatório técnico da empresa Modular,
- 2408 mm – trecho de flexão pura utilizado na modelagem numérica do protótipo no Abaqus,
- 6134 mm – comprimento total do protótipo estudado.

A Tabela 14 mostra os dados obtidos por meio do CUFSM e o momento crítico resultante a partir deles.

Tabela 14 – Momentos críticos para os modos de falha indicados obtidos por meio do CUFSM

Modo de falha	W (mm ³)	load factor (N/mm ²)	Half-wavelength (mm)	Momento crítico (kN.cm)
Local	31.889,20	684,5475	96	2182,97
Distorcional	31.889,20	403,7076	430	1287,40
Global	31.889,20	279,4307	2200	891,08
Global	31.889,20	234,9369	2408	749,19
Global	31.889,20	42,5319	6134	135,31

Fonte: Próprio autor.

A Tabela 15 mostra os resultados derivados da aplicação do MRD.

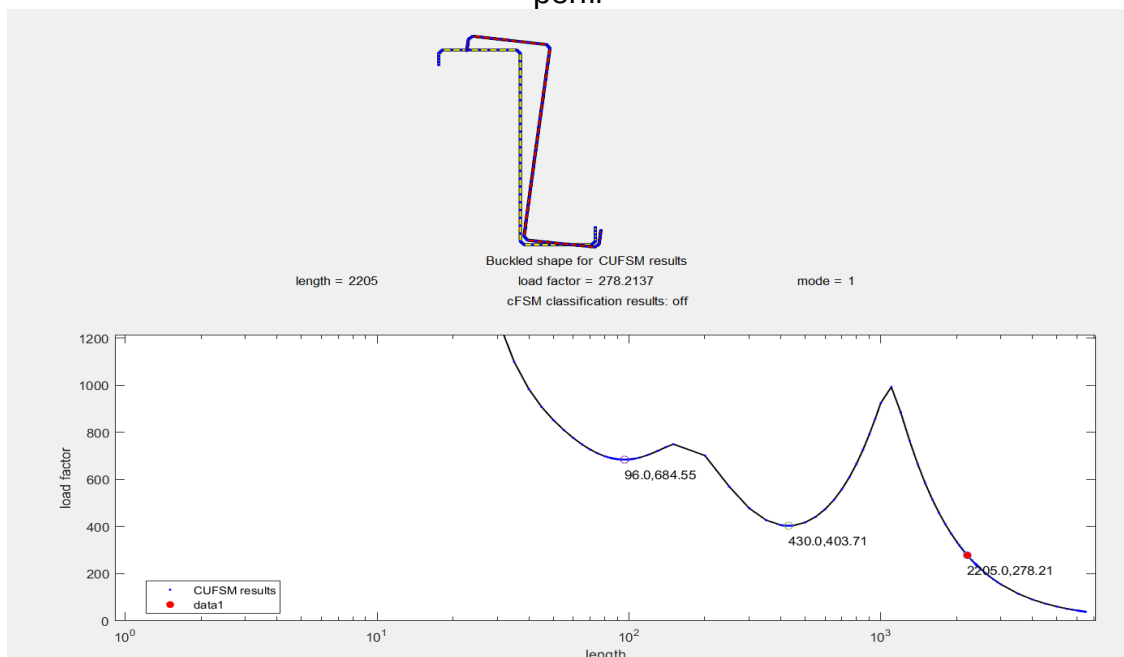
Tabela 15 – Momento resistente característico obtido através do MRD

M_e (kN.cm)	M_l (kN.cm)	M_{dist} (kN.cm)	M_{Re} (kN.cm)	M_{Rl} (kN.cm)	M_{Rdist} (kN.cm)	M_{Rk} (kN.cm)
891,08	2182,97	1287,40	802,05	802,05	906,90	802,05

Fonte: Próprio autor.

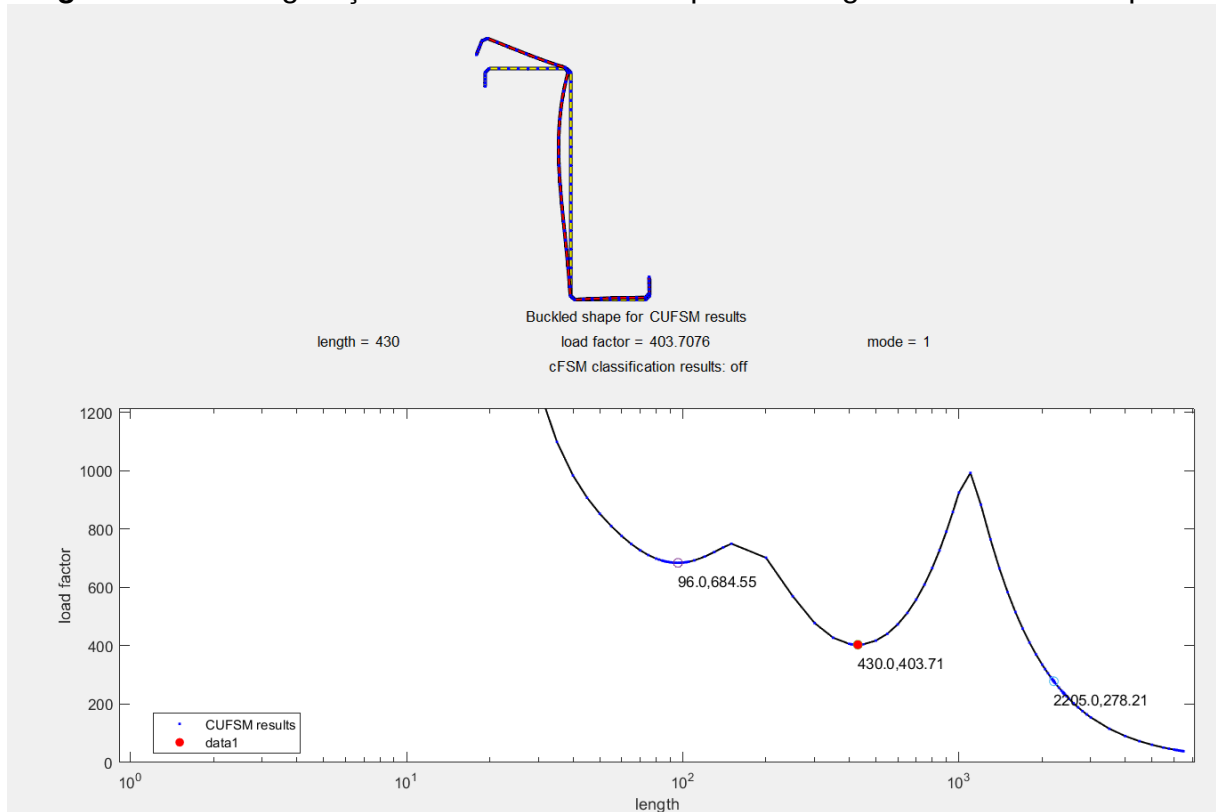
Nas Figuras 19, 20 e 21, pode-se observar a resposta gerada pelo *software*, a chamada “curva de assinatura” do perfil, ou seja, o gráfico “load factor x length” e os mínimos local e distorcional do perfil estudado, além de suas configurações deformadas para cada um dos três modos de falha por flambagem.

Figura 19 – Configuração deformada de falha por flambagem lateral com torção do perfil



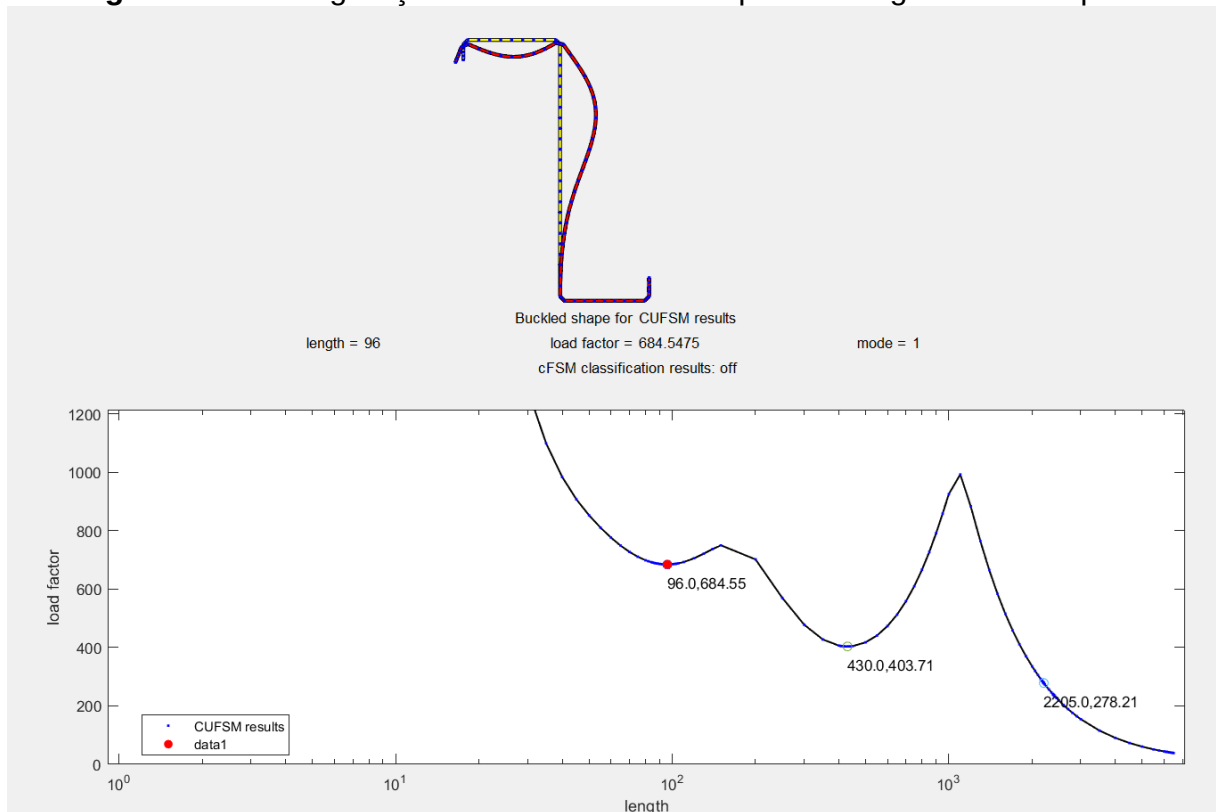
Fonte: Próprio autor.

Figura 20 – Configuração deformada de falha por flambagem distorcional do perfil



Fonte: Próprio autor.

Figura 21 – Configuração deformada de falha por flambagem local do perfil



Fonte: Próprio autor.

Portanto, para o procedimento semianalítico, o perfil falha por instabilidade global em cada um dos três comprimentos analisados: o de 6134 mm (comprimento total do protótipo), o de 2408 mm (trecho de flexão pura utilizado na modelagem numérica deste trabalho) e o de 2200 mm (trecho de flexão pura indicado no relatório técnico da empresa Modular).

4.3 RESULTADOS DA MODELAGEM NUMÉRICA (MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS)

A ferramenta de apoio para a validação numérica do perfil e do protótipo estudado foi o Abaqus/CAE, por meio do método dos elementos finitos (MEF). Os detalhamentos da terça e do protótipo podem ser observados na Figuras 9 e 10.

As modelagens buscaram representar o protótipo Z 172-ST (Figura 5) do relatório técnico tomado como base, porém com apenas uma terça. O carregamento unitário foi uniformemente dividido entre 7 nós da malha, com a magnitude de $1/7 \approx 0,142857$ N aplicada em cada um deles, em ambas as extremidades do trecho de flexão pura (Figura 14).

As análises numéricas retornaram uma carga crítica como resposta, e sua conversão em momento crítico se deu pela fórmula utilizada em ensaios de flexão à quatro pontos:

$$M = P \cdot a, \quad (51)$$

com M sendo o momento crítico procurado, P a carga crítica obtida através da resposta do Abaqus (*Eigenvalue*), a a distância da extremidade da terça até o ponto de aplicação da força.

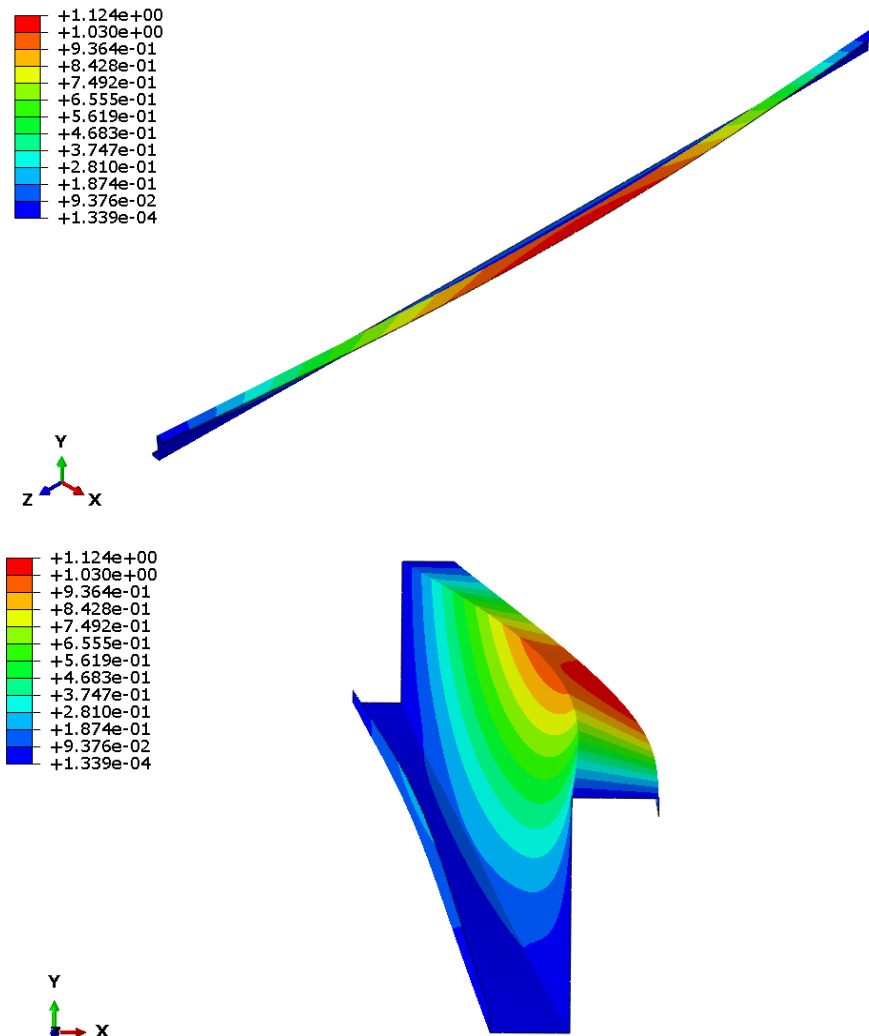
Foram simulados 3 modelos numéricos que representam a terça com as telhas anexadas e suas diferentes condições de contorno utilizadas (vínculo de garfo, condição de viga biapoiada a partir dos “edges” e condição de viga biapoiada a partir de “Rigid bodies” a uma altura $h/2$ da alma) e um outro modelo que trata da análise da terça sem as telhas anexadas. As respostas geradas podem ser observadas na Tabela 16:

Tabela 16 - Momentos críticos obtidos através das análises numéricas no Abaqus

Modelo	Presença de telhas	Condição de contorno	P (N)	a (mm)	Mom. Crítico (kN.cm)
1	Não	Vínculo de garfo	694,44	1863	129,38
2	Sim	Vínculo de garfo	3282,70	1863	611,57
3	Sim	Viga biapoiada – edges das extremidades	6024,90	1863	1122,44
4	Sim	Viga biapoiada – <i>Rigid bodies</i>	3358,30	1863	625,65

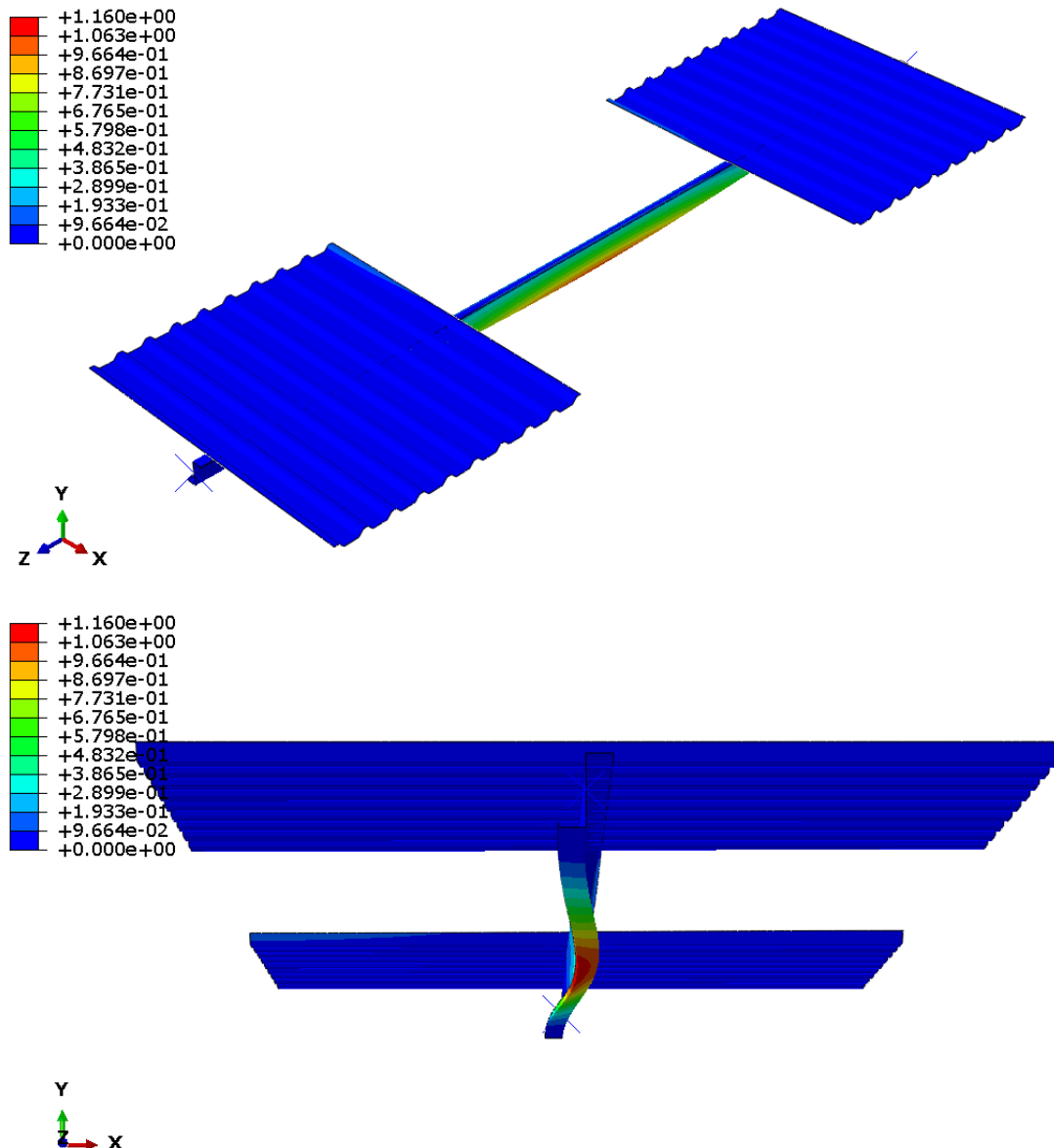
Fonte: Próprio autor

As Figuras 22 e 23 representam as configurações deformadas para os modelos 1 e 4, respectivamente, obtidas no *software*.

Figura 22 – Configurações deformadas do modelo numérico 1 (modo crítico)

Fonte: Próprio autor.

Figura 23 – Configurações deformadas do modelo numérico 4 (modo crítico)



Fonte: Próprio autor.

Nota-se que, para todos os modelos, a falha se dá por instabilidade global, visto que o momento crítico distorcional teórico calculado para o perfil deste trabalho é derivado do MRD e tem valor igual a 1287,40 kN.cm.

Também vale ressaltar que, ao analisar a configuração deformada denotada na Figura 23, o modelo com telha se mostrou ineficiente, visto que a compressão está ocorrendo na mesa inferior do protótipo (ilustrada pela cor vermelha), e não na mesa superior como seria esperado, conforme Figura 22.

4.4 ANÁLISE COMPARATIVA DOS RESULTADOS

Foram confrontados os valores obtidos nas modelagens numéricas do Abaqus com os obtidos na análise semianalítica do CUFSM. Também foram confrontados valores normativos com os valores computacionais. Os modelos 1 e 4 expostos no tópico 4.3 foram utilizados como base para as análises comparativas, visto que estes geraram os resultados mais próximos do esperado.

As Tabelas 17 e 18 mostram os confrontos dos resultados obtidos pelo CUFSM e pelos dois modelos mais precisos analisados no Abaqus:

Tabela 17 – Confronto de Resultados 1 – CUFSM x Abaqus

	Especificação	Comprimento analisado (mm)	Modo de Falha	Momento crítico (kN.cm)	Diferença (%)
CUFSM	---	6134	FLT	135,31	4,38
Abaqus	Modelo 1 (sem telha)	6134	FLT	129,38	

Fonte: Próprio autor

Tabela 18 – Confronto de Resultados 2 – CUFSM x Abaqus

	Especificação	Comprimento analisado (mm)	Modo de falha	Momento crítico (kN.cm)	Diferença (%)
CUFSM	---	2408	FLT	749,19	16,49
Abaqus	Modelo 4 (com telha)	2408	FLT	625,65	

Fonte: Próprio autor

As Tabelas 19 e 20 mostram os confrontos dos resultados obtidos pelo CUFSM e pelos modelos analíticos propostos pelas três normas estudadas:

Tabela 19 – Confronto de Resultados 3 – CUFSM x Normas Técnicas

	Modo de falha	Comprimento analisado (mm)	Momento crítico (kN.cm)	Diferença (%)
CUFSM	FLT	2408	749,19	---
ABNT NBR 14762:2010	FLT	2408	579,16	29,35
ANSI AISI S100:2022	FLT	2408	579,16	29,35
AS/NZS 4600:2018	FLT	2408	902,05	16,94

Fonte: Próprio autor

Tabela 20 – Confronto de Resultados 4 – CUFSM x Normas Técnicas

	Modo de falha	Comprimento analisado (mm)	Momento Crítico (kN.cm)	Diferença (%)
CUFSM	FLT	6134	135,31	---
ABNT NBR 14762:2010	FLT	6134	210,03	35,57
ANSI AISI S100:2022	FLT	6134	210,03	35,57
AS/NZS 4600:2018	FLT	6134	209,80	35,50

Fonte: Próprio autor

As Tabelas 21 e 22 mostram os confrontos dos resultados obtidos pelo Abaqus e pelos modelos analíticos propostos pelas três normas estudadas:

Tabela 21 – Confronto de Resultados 5 – Abaqus x Normas Técnicas

	Especificação	Modo de falha	Comprimento analisado (mm)	Momento Crítico (kN.cm)	Diferença (%)
Abaqus	Modelo 1 (sem telha)	FLT	6134	129,38	---
ABNT NBR 14762:2010	---	FLT	6134	210,03	38,40
ANSI AISI S100:2022	---	FLT	6134	210,03	38,40
AS/NZS 4600:2018	---	FLT	6134	209,80	38,33

Fonte: Próprio autor

Tabela 22 – Confronto de Resultados 6 – Abaqus x Normas Técnicas

	Especificação	Modo de falha	Comprimento analisado (mm)	Momento Crítico (kN.cm)	Diferença (%)
Abaqus	Modelo 4 (com telha)	FLT	2408	625,65	---
ABNT NBR 14762:2010	---	FLT	2408	579,16	8,02
ANSI AISI S100:2022	---	FLT	2408	579,16	8,02
AS/NZS 4600:2018	---	FLT	2408	902,05	30,64

Fonte: Próprio autor

Por fim, a Tabela 23 compara os resultados gerados pelos dois modelos mais precisos do Abaqus, visando avaliar a eficiência do travamento dado pela telha:

Tabela 23 – Comparação entre os modelos gerados no Abaqus

	Especificação	Modo de falha	Momento crítico (kN.cm)	Razão entre os momentos críticos
Abaqus	Modelo 4	FLT	625,65	4,84
Abaqus	Modelo 1	FLT	129,38	

Fonte: Próprio autor

Assim, nota-se que os travamentos representados pela telha aumentaram em 4,84 vezes o valor crítico necessário para que ocorra flambagem lateral com torção no perfil.

5 CONCLUSÕES

Este trabalho buscou compreender o comportamento estrutural de terças em perfil Z enrijecido conectadas por telhas trapezoidais metálicas. Por meio da comparação entre normas técnicas e modelos numéricos, investigou-se a influência da interação terça-telha na capacidade resistente do elemento estrutural. Os resultados obtidos permitiram analisar os modos de instabilidade envolvidos e quantificar a efetividade do travamento lateral proporcionado pelas telhas. A razão entre os momentos críticos dos modelos numéricos adaptados no Abaqus (sem telha e com telha) indica que os travamentos representados pelas telhas aumentaram em 4,84 vezes o momento crítico necessário para que ocorra a flambagem lateral com torção no elemento estrutural. O momento crítico dado pelo modelo sem telha, quando comparado ao valor crítico obtido por meio do CUFSM, para o mesmo comprimento analisado, apresentou uma diferença de apenas 4,38%, indicando boa correlação entre eles. A mesma comparação foi realizada para o modelo com telha e a diferença foi de 16,49%, indicando que a modelagem numérica com telha necessita de uma avaliação mais rigorosa, de modo que sejam esgotadas todas as possíveis hipóteses relacionadas às condições de contorno e carregamento do modelo. Os valores de momento crítico obtidos por meio do CUFSM, quando comparados com os valores determinados analiticamente, para os mesmos comprimentos efetivos de flambagem, geraram diferenças que variaram no intervalo de 16% a 36%, a depender da norma avaliada, apontando uma divergência nos resultados, uma vez que os modelos analíticos foram propostos apenas para a consideração de carregamentos na posição do centro de torção da seção. O mesmo vale para as modelagens numéricas realizadas no Abaqus, em que as diferenças entre os momentos críticos obtidos numericamente com os valores normativos variaram entre 8% e 39%. As diferenças percentuais entre os valores numéricos e os valores normativos evidenciam a limitação dos modelos analíticos normativos e a necessidade de uma modelagem numérica mais “realista”, com mais rigor na representação das condições de contorno e de carregamento. Também cabe ressaltar que a representação das telhas fixadas à mesa comprimida se mostrou bastante efetiva para a contenção lateral das terças, porém não evidenciaram significativa influência na instabilidade distorcional.

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Ponto de partida para uma dissertação de mestrado para um maior entendimento da influência da ligação terça-telha na capacidade resistente;
- Análise da capacidade resistente de terças metálicas associadas à telhas trapezoidais quando submetidas à esforço cortante;
- Elaboração de um estudo numérico rigoroso, utilizando o método dos elementos finitos, para aferimento da ligação terça-telha e avaliação da eficiência do travamento fornecido pela telha.

REFERÊNCIAS

- ATYA, S. E.; ABDELRAHMAN, A. H. A.; SALEM, F. A.; MAHMOUD, N. S.; GHANNAM, M. Numerical investigation and design of cold-formed steel channel and Z-sections undergoing local and global interactive buckling. **International Journal of Steel Structures**, [S.l.], v. 24, 2024. DOI: <https://doi.org/10.1007/s13296-024-00899-4>. Disponível em: <https://www.researchgate.net/publication/384585322>. Acesso em: 17 fev. 2025.
- AKULA, V.; MEHER, S. R.; RATH, R. K.; MOHANTY, R. Flexural behavior of cold-formed steel with and without lips: a theoretical, experimental and numerical study of “Hat” and “Z” sections. **Journal of Constructional Steel Research**, [S.l.], v. 135, p. 59-70, 2024. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2024.01.003>. Acesso em: 21 fev. 2025.
- HAIDARALI, M. R.; NETHERCOT, D. A. Finite element modelling of cold-formed steel beams under local buckling or combined local/distortional buckling. **Thin-Walled Structures**, [S.l.], v. 49, n. 12, p. 1554–1562, 2011. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tws.2011.08.003>. Acesso em: 13 mar. 2025.
- KHATER, Nasam S.; EL-BOGHDADI, Mahmoud H.; YOSSEF, Nashwa M. Elastic distortional buckling of cold-formed steel Z-Beams with stiffened holes using reduced thickness. **Steel and Composite Structures**, Techno-Press, v. 51, n. 3, p. 225–241, 2024. DOI: <https://doi.org/10.12989/scs.2024.51.3.225>. ISSN 1229-9367. Acesso em: 20 abr. 2025
- QUEIROZ, G.; GONZAGA, L. G. M.; PIMENTA, R. J.; FAKURY, R. H.; RODRIGUES, F. C. Flambagem lateral com torção em vigas com perfis de alma senoidal. **Revista Escola de Minas**, Ouro Preto, v. 60, n. 2, p. 333–340, jun. 2007. Disponível em: <https://doi.org/10.1590/S0370-44672007000200016>. Acesso em: 26 mar. 2025.
- DINIS, P. B.; CAMOTIM, D.; SILVESTRE, N. On the local and global buckling behaviour of angle, T-section and cruciform thin-walled members. **Thin-Walled Structures**, [S.l.], v. 48, n. 10-11, p. 786–797, out. 2010. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.tws.2010.04.012>. Acesso em: 03 abr. 2025.
- SILVA, Artur Marques. Análise de flambagem distorcional em perfis formados a frio submetidos à flexão. In: CONGRESSO TÉCNICO CIENTÍFICO DA ENGENHARIA E DA AGRONOMIA – CONTECC, 2022, Goiânia. Anais... Brasília: CONFEA, 2022. Disponível em: <https://www.confea.org.br/midias/uploads-imce/Contecc%202022/Civil/AN%C3%81LISE%20DE%20FLAMBAGEM%20DISTORCIONAL%20EM%20PERFIS%20FORMADOS%20A%20FRIO%20SUBMETIDOS%20%C3%80%20FLEX%C3%83O.pdf>. Acesso em: 1 jun. 2025.
- YANG, D.; HAN, Q.; YANG, Y.; YANG, J. Experimental and numerical studies of distortional buckling behavior of cold-formed steel C-section beams. **Construction and Building Materials**, [S. l.], v. 64, p. 180–190, 2014. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0950061814010861>. Acesso em: 4 abr. 2025.

SCHAFER, B. W.; ADANY, S. **CUFSM: Finite Strip Method Software for Thin-Walled Members**. Johns Hopkins University. Disponível em: <http://www.ce.jhu.edu/bschafer/cufsm/>. Acesso em: 5 mai. 2025.

DASSAULT SYSTÈMES. Abaqus/CAE (Versão 2024). Providence, RI: Dassault Systèmes Simulia Corp., 2024. Programa de computador.

MODULAR SISTEMA CONSTRUTIVO. **Ensaio de flexão em sistemas de fechamento constituídos por terças de aço em perfis Z formados a frio e telhas metálicas: relatório técnico**. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos – Universidade de São Paulo, 2019.

LURE ENGENHARIA. **Flambagem linear: análise por elementos finitos**. 2023. Disponível em: <https://lureengenharia.com.br/flambagem-linear-analise-por-elementos-finitos>. Acesso em: 12 mai. 2025.

KINGSPAN ISOESTE. Telha Metálica TP 40. [s. d.]. Disponível em: <https://kingspan-isoeste.com.br/solucoes-kingspan/telha-metalica-tp-40/>. Acesso em: 1 abr. 2025.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 14762**: Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio – procedimento. Rio de Janeiro: ABNT, 2010.

AMERICAN IRON AND STEEL INSTITUTE. **AISI S100-16**: North American specification for the design of cold-formed steel structural members. 2020 ed. Washington, DC: AISI, 2022.

STANDARDS AUSTRALIA; STANDARDS NEW ZEALAND. **AS/NZS 4600**: Cold-formed steel structures. Sydney: SAI Global, 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 14724**: Informação e documentação – Trabalhos acadêmicos - Apresentação. Rio de Janeiro: 2011.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 10520**: Informação e documentação - Citações em documentos - Apresentação. Rio de Janeiro: ABNT, 2023.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6023**: Informação e documentação - Referências - Elaboração. Rio de Janeiro: ABNT, 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 6024**: Informação e documentação - Numeração progressiva das seções de um documento - Apresentação. Rio de Janeiro: ABNT, 2012.

GELFAND, Morris Arthur. **University libraries for developing countries**. Paris: Unesco, 1968.

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA. Coordenadoria Geral de Bibliotecas. Rede de Bibliotecas. **Manual de normalização de trabalhos acadêmicos**: apresentação: ABNT. São Paulo, 2023.

AUTODESK INC. **AutoCAD** (Versão 2024). San Rafael, CA: Autodesk Inc., 2023. Programa de computador.

ANEXO A – PROTÓTIPO DE REFERÊNCIA

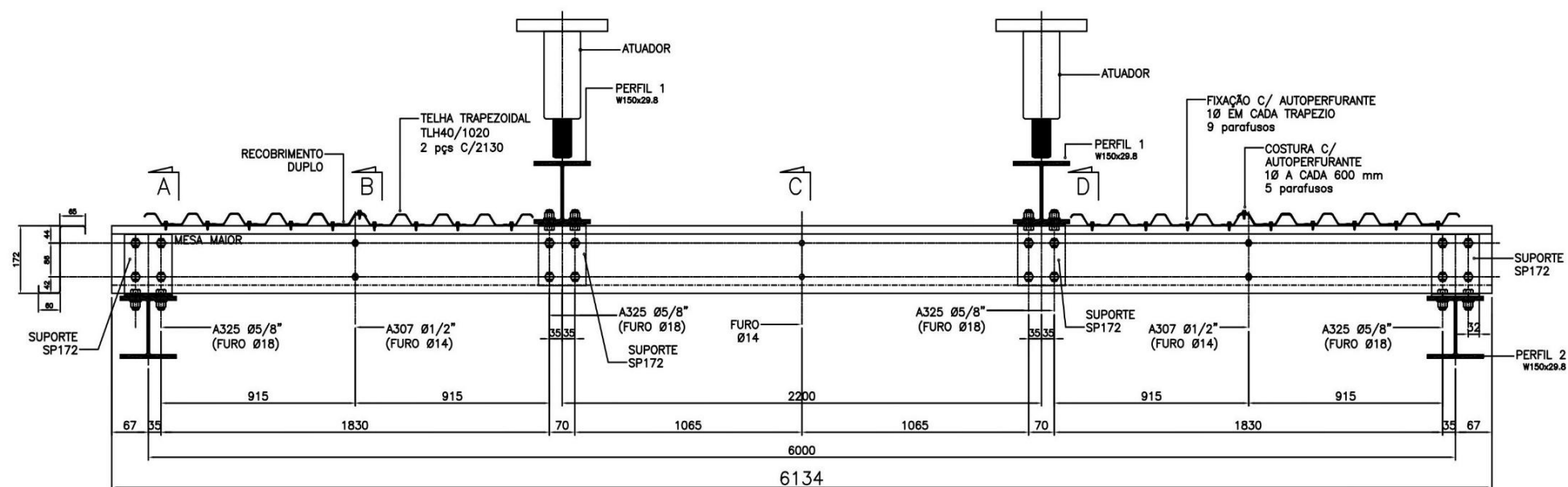


Figura A.1 – Protótipo ensaiado experimentalmente pela EESC-USP em parceria com a empresa Modular Sistema Construtivo, RJ (2019)