

## Configuração de melhor rendimento para telha de aço autoportante submetida à ação de vento de sucção

### Best-performance of cold-formed steel stiffened trapezoidal self-supporting roof members under flexural bending due wind suction pressure

*João Alfredo de Lazzari(1); Antonio Renato Albuquerque Bicelli(2); Gustavo Luz Xavier Da Costa(3)*

1 Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

E-mail: [joaoadelazzari@outlook.com.br](mailto:joaoadelazzari@outlook.com.br) | ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-3176-3006>

2 Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

E-mail: [antonio.bicelli@coc.ufrj.br](mailto:antonio.bicelli@coc.ufrj.br) | ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-0683-3252>

3 Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, RJ, Brasil.

E-mail: [eng.gustavoc@gmail.com](mailto:eng.gustavoc@gmail.com) | ORCID: <https://orcid.org/0000-0001-9847-747X>

**Revista de Engenharia Civil IMED**, Passo Fundo, vol. 6, n. 2, p. 130-150, Julho-Dezembro 2019 - ISSN 2358-6508

[Recebido: Agosto 30, 2018; Aceito: Outubro 29, 2019]

DOI: <https://doi.org/10.18256/2358-6508.2019.v6i2.3262>

#### Endereço correspondente / Correspondence address

João Alfredo de Lazzari

Rua Arthur Czartoryski, 41, apto 1203, Ed. Mirage Jardim da Penha, Vitória – ES, Brasil.

CEP 29060-370.

Sistema de Avaliação: *Double Blind Review*

Editora: Luciana Oliveira Fernandes

Como citar este artigo / How to cite item: [clique aqui! / click here!](#)

## Resumo

Construções leves em aço são frequentemente utilizadas como uma solução estrutural apropriada permitindo redução do custo da supra e infraestrutura. Nesse contexto, empregam-se Perfis Formados a Frio (*PF*) e que, sendo elementos estruturais esbeltos, tornam-se propícios a condições de flambagem. Assim, este estudo desenvolve uma solução de telha autoportante em *PF* do tipo viga-calha que apresente o melhor rendimento tanto à flexão (provocada pela ação do vento) quanto à cobertura obtida. Para a análise de estabilidade, utilizou-se o programa computacional CUFSM (*Constrained and Unconstrained Finite Strip Method*) baseado no Método das Faixas Finitas. Além disso, usou-se o Método da Resistência Direta para a determinação da resistência à flexão de projeto. Logo, este artigo apresenta seis análises numéricas a fim de propor um modelo que apresente a melhor relação entre Momento Resistente Efetivo e taxa de cobertura. Finalmente, sugere-se uma solução de telha do tipo viga-calha autoportante que se mostre eficiente na flexão sob vento de sucção e apresente uma taxa de cobertura satisfatória.

**Palavras-chave:** Perfil formado a frio. Telha autoportante. Análise de estabilidade. Método da resistência direta. Vento de sucção.

## Abstract

Lightweight steel constructions are often used as a suitable structural solution, allowing cost reduction on the superstructure and infrastructure work. In this context, one employs the cold-formed steel profiles (CFS) and, for being slender structural elements, they become liable to buckling. Thus, this paper seeks to develop a shape solution for a cold-formed steel stiffened trapezoidal roofing member that presents the best alternative with respect to both flexural bending (caused by wind suction pressure) and obtained covering. For the stability analysis one used the software CUFSM (*Constrained and Unconstrained Finite Strip Method*) based on the Finite Strip Method. In addition, one used the Direct Strength Method to calculate the design bending strength. Therefore, six parametric analysis were made in order to propose a model that presents the best relation between bending strength and covering ratio. Finally, one suggests a solution for the stiffened trapezoidal roofing member that offer the best efficiency under the flexural bending due wind suction pressure and with a satisfactory covering ratio.

**Keywords:** Cold-formed steel. Stiffened trapezoidal self-supporting roof. Stability analysis. Direct strength method. Wind suction pressure.

## 1 Introdução

A economia na estrutura é um dos principais objetivos na engenharia estrutural e que é obtida, por exemplo, mediante a redução do consumo de materiais. Portanto, construções leves em aço reduzirem o custo tanto da supraestrutura quanto da infraestrutura. Nesse sentido, a utilização de *PPF* vem crescendo não só por aspectos estruturais, mas também por permitir maior liberdade arquitetônica (o que eventualmente impõe o uso de estruturas mais esbeltas). Por outro lado, perfis de paredes finas estão mais vulneráveis aos fenômenos de instabilidade por flambagem e assim demandando mais atenção no dimensionamento (BATISTA, 2005).

Os *PPF* são elementos estruturais esbeltos que possuem a espessura das paredes muito menor que as outras dimensões da seção e do comprimento do elemento. Em alguns casos, esses perfis são conformados por seções abertas geometricamente complexas, propensos à modos de flambagem de difícil descrição. Esse comportamento – o de flambagem – pode ser categorizado de forma generalizada para perfis de paredes finas de seções abertas nos seguintes modos: Local (L), Distorcional (D) e Global (G). De acordo com as propriedades geométricas do perfil e do comprimento da peça estrutural, esses modos de flambagem são caracterizados por diferentes modos críticos devido ao fenômeno de instabilidade estrutural (DINIS; CAMOTIM, 2010).

A análise de flambagem elástica nos modos Local e Distorcional pode ser determinada segundo diversos procedimentos. As formas mais utilizadas são: Método dos Elementos Finitos (*MEF*), Método das Faixas Finitas (*MFF*) e Teoria Generalizada das Vigas (em inglês, *GBT*). O *MEF* é largamente empregado em complexos problemas de engenharia com o intuito de obter a flambagem elástica e levando em conta as condições de contorno generalizadas. O *MFF*, por outro lado, é mais vantajoso quando aplicado em estruturas cuja seção geométrica seja irregular bem como em elementos estruturais que tenham formato prismático (LI, 2009).

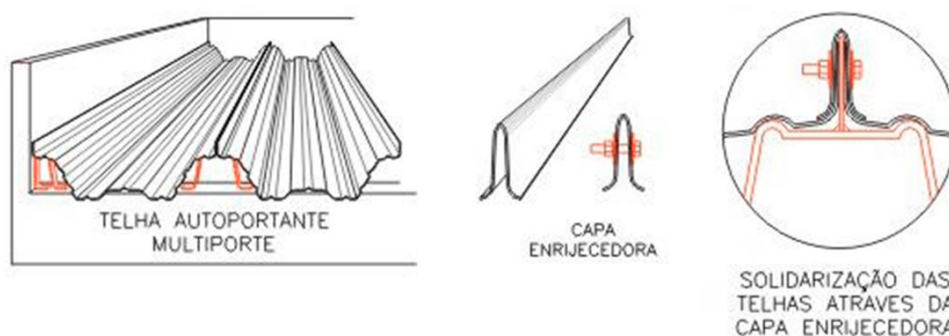
Nesse trabalho, abordou-se o *MFF* como método para simular o problema de flambagem elástica. Esse método foi originalmente desenvolvido por Yau Kai Cheung, professor honorário da The University of Hong Kong (CHEUNG, 1976). Entretanto, foi Gregory J. Hancock, professor emérito da The University of Sydney, que começou a utilizar o *MFF* em elementos estruturais com perfis laminados a quente e perfis formados a frio (HANCOCK, 1978; HANCOCK *et al.*, 1980; HANCOCK, 1981). Hancock modificou a matriz de rigidez de Cheung e desenvolveu o programa computacional BFINST (HANCOCK *et al.*, 2001) que fornece a solução para o problema de flambagem para perfis formados a frio com seção aberta.

Pesquisas recentes que abordaram o estudo em telhas autoportantes podem ser encontradas em Franco *et al.* (2014), Melo (2017) e Franco e Batista (2017). Melo (2017) estudou-se a influência da variação das propriedades geométricas das telhas

autoportantes na sua eficiência estrutural. Já Franco e Batista (2017), foi examinado o comportamento da flambagem e da resistência em telhas autoportantes em aço do tipo viga-calha com a finalidade de obter a forma ótima da seção.

O objetivo deste trabalho foi desenvolver e discutir uma solução de telha em PFF do tipo viga-calha autoportante que tenha o melhor rendimento com relação a força de sucção na cobertura ocasionada pela flexão em virtude da ação do vento. Como exemplificação, a Figura 1 apresenta um detalhe de uma telha autoportante e sua ligação, fornecidos pela empresa *Multiporte* (MULTIPORTE, 2018).

**Figura 1** – Detalhe genérico da telha de aço do tipo viga-calha autoportante e de sua ligação de com capa enrijecedora



Fonte: Multiporte, 2018.

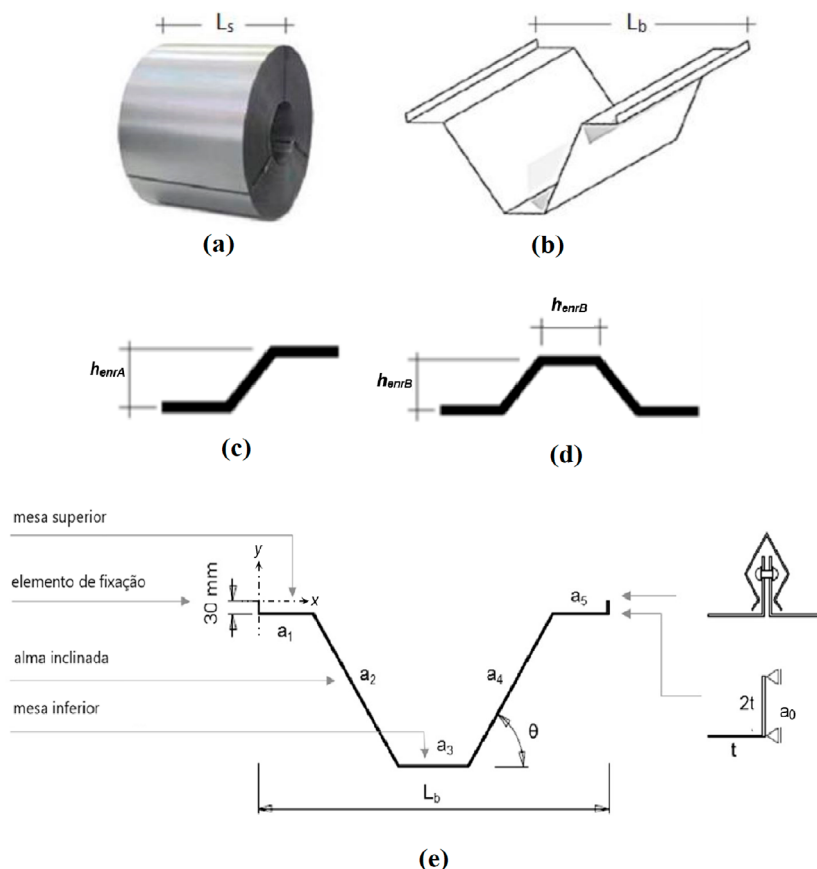
## 2 Descrição dos métodos e modelo estrutural

O MFF está implementado no programa computacional CUFISM v.5.01 (SCHAFER; ÁDÁNY, 2006), foi desenvolvido pelo grupo de pesquisa que investiga o comportamento de estruturas de paredes finas na Universidade John Hopkins (*John Hopkins University*) e que é liderada pelo professor Ben Schafer. Portanto, através do programa CUFISM pode-se calcular as tensões críticas de flambagem local, distorcional e global para o primeiro modo de flambagem.

Tão logo são obtidas as tensões críticas de flambagem elástica, é possível determinar o esforço resistente de cálculo. De acordo com a NBR 14762 (ABNT, 2010), a força axial de compressão e o momento fletor resistente de cálculo são calculados por meio do Método da Resistência Direta (*MRD*). O primeiro uso do *MRD* é apresentado no trabalho de Schafer e Peköz (1998) e que foi baseado no estudo de Hancock *et al.* (1994).

Esse estudo emprega a telha de aço do tipo viga-calha com ligação das telhas por meio de solidarização das extremidades por capa enrijecedora como descrito na Figura 1. A matéria prima utilizada como base para a telha é uma bobina de chapa de aço zincada conforme a Figura 2-(a), com largura de 1200 mm ( $L_y$ ) e espessura de 1 mm. O material é o aço estrutural ZAR350 que possui tensão de escoamento ( $f_y$ ) de 350 MPa, módulo de elasticidade ( $E$ ) de 200 GPa e coeficiente de Poisson 0,3.

**Figura 2** - (a) Largura da bobina de aço (Melo, 2017), (b) largura líquida da telha autoportante (Melo, 2017), (c) enrijecedor de 2 dobras (Melo, 2017), (d) enrijecedor de 4 dobras (Melo, 2017), (e) variáveis de projeto e condições de contorno



Fonte: Traduzido de Franco e Batista, 2017.

Adotaram-se enrijecedores intermediários com duas (Figura 2-(c)) e quatro (Figura 2-(d)) dobras à  $45^\circ$ . Foi escolhido o enrijecedor com duas dobras na alma inclinada da telha por ser um enrijecedor que favorece a taxa de cobertura, que torna a telha eficiente tanto na sua cobertura quanto na resistência a flambagem. Na mesa inferior adotou-se o enrijecedor com quatro dobras, pois de acordo com Franco e Batista (2017) estes enrijecedores permitem um comportamento com maiores tensões críticas de flambagem. Os autores optaram por analisar até três enrijecedores nas almas e até dois enrijecedores na mesa inferior, variando apenas a sua dimensão  $h_{enr}$  (modelos definidos na Figura 3). Para simplificar a análise, foi considerado enrijecedores de duas dobras com  $h_{enrA} = 20$  mm e de quatro dobras com  $h_{enrB} = 17$  mm.

A Figura 2-(e) apresenta as variáveis do problema: (i) largura bruta dos elementos verticais superiores ( $a_0$ ); (ii) largura bruta das mesas superiores ( $a_1 = a_5$ ); (iii) tamanho bruto das almas inclinadas ( $a_2 = a_4$ ); (iv) largura bruta da mesa inferior ( $a_3$ ); (v) ângulo de inclinação da alma ( $\theta$ ) e (vi) espessura da chapa de aço ( $t$ ).

Com respeito aos elementos verticais superiores que servirão para fazer a solidarização entre as telhas, algumas considerações foram feitas. Como foi exemplificado

na Figura 1, as extremidades superiores do perfil estão fixadas umas às outras e assim a flambagem lateral pode ser ignorada ( $\chi_{FLT} = 1,0$ ), e dessa forma o comprimento longitudinal da telha não será fator determinante do dimensionamento, já que o modo global de flambagem lateral será ignorado. Outra observação é que a aplicação da capa enrijecedora aumenta a rigidez nesse elemento vertical. Assim, para considerar essa capa nos modelos considerou-se a espessura dobrada desses elementos verticais.

Com relação à ação atuante na telha, analisou-se o perfil para flexão devido a ação de vento sob efeito de sucção (ação muito comum em estruturas de cobertura). Então, na mesa inferior ocorrerá compressão; nas superiores, tração.

Para determinar o Momento Fletor Resistente de Cálculo, a norma brasileira NBR 14762 (ABNT, 2010) considera o escoamento da seção bruta, flambagem lateral com torção, flambagem local e flambagem distorcional. Entretanto, esse tipo de perfil pode apresentar mais momentos fletores críticos além dos referentes a flambagem local e distorcional puros tornando a análise mais complexa. É bem comum que esses perfis exibam modos de flambagem local e distorcional em interação modal como é apresentado por Batista (2005). Entretanto, as considerações de interação modal serão ignoradas na determinação da capacidade resistente ao momento fletor da telha autoportante em estudo.

Para esse trabalho, foi avaliado um modelo de telha autoportante simplesmente apoiada, com utilização de apenas um termo de meia-onda longitudinal para modelagem no CUFSM, e com uma análise de todos os modos acoplados, ou seja, não foram analisados os modos puros. A vantagem da modelagem com condições de contorno bi apoiada e com um termo de meia-onda é que para comprimentos maiores, o momento crítico tende ao momento crítico mínimo de um termo de meia-onda, como é comprovado com análises numéricas por Li e Schafer (2009). Portanto, foi considerado que momento fletor crítico local será o menor momento fletor crítico referente ao menor comprimento com uma meia-onda do modo local, isto é, desde que nenhum nó natural tenha se deslocado, e assim o seu momento resistente de cálculo será determinado como sugere o MRD. E o momento fletor crítico distorcional, será destinado ao(s) comprimento(s) crítico(s) ao qual o modo apresente pelo menos um nó natural deslocado. Assim, é esperado que mais de um modo distorcional seja encontrado e dessa forma, o momento fletor resistente de cálculo para o modo distorcional será determinado repetindo as equações presentes na norma para o modo distorcional.

### 3 Estudo Paramétrico

Para encontrar a melhor configuração de perfis de telhas do tipo viga-calha autoportante, fez-se um estudo paramétrico. Esse estudo envolve a determinação das variáveis descritas na Figura 2-(e), com a adição de enrijecedores descritos nas Figura

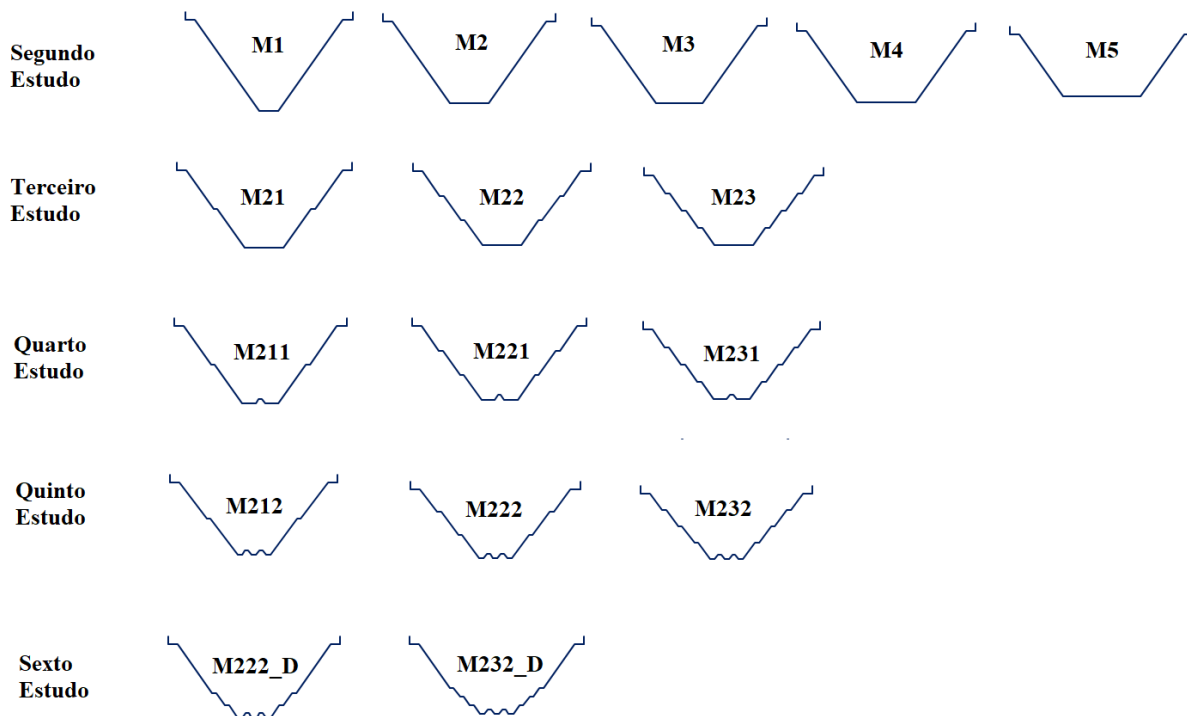


2-(c) e Figura 2-(d) e utilizando como base a máxima capacidade resistente com uma taxa de cobertura satisfatória.

Para desenvolver uma solução satisfatória, deve-se levar em conta o vão e a taxa de cobertura. Observa-se que quanto maior o vão, maior será a flexão. Ou seja, perfis de seção cujas extremidades estejam mais distantes da linha neutra terão melhor comportamento à flexão. Entretanto, as bobinas de aço usadas na fabricação dessas telhas possuem largura fixa de 1200 mm (conforme a Figura 2-(a) apresenta). Como sua fabricação é por conformação a frio, tem-se que a largura efetiva de cobrimento diminui com o dobramento da chapa. Observa-se então que, ao produzir perfis com seções ótimas para flexão em grandes vãos, perde-se a taxa de cobertura. Isso resulta no seguinte problema: buscar um perfil com uma ótima capacidade resistente e que, ao mesmo tempo, forneça uma taxa de cobertura satisfatória.

Como se trata de um problema multi-objetivo, nesse trabalho adotou-se como premissa uma nova variável. Essa variável é chamada de Momento Resistente Efetivo em relação a taxa de cobertura ( $M_{R,d}, C_v$ ). Sendo  $M_{R,d}$  o momento resistente de cálculo multiplicado pela taxa de cobertura  $C_v$  definido pela razão entre  $L_b$  e  $L_s$  (como a Figura 2-(b) apresenta), que representa o quanto efetivo é utilizada a cobertura, onde  $C_v=0$  é sem nenhuma cobertura efetiva e  $C_v=1,0$  é a chapa da bobina de aço totalmente plana, utilizando assim sua capacidade total para cobertura.

**Figura 3** – Modelos em estudo dos perfis da telha de aço autoportante tipo viga-calha



Fonte: Autores.

Foram feitos seis diferentes estudos. (i) O primeiro estudo se baseou no ângulo de inclinação da alma da telha,  $\theta$ . (ii) Encontrado o melhor  $\theta$  o próximo estudo visa

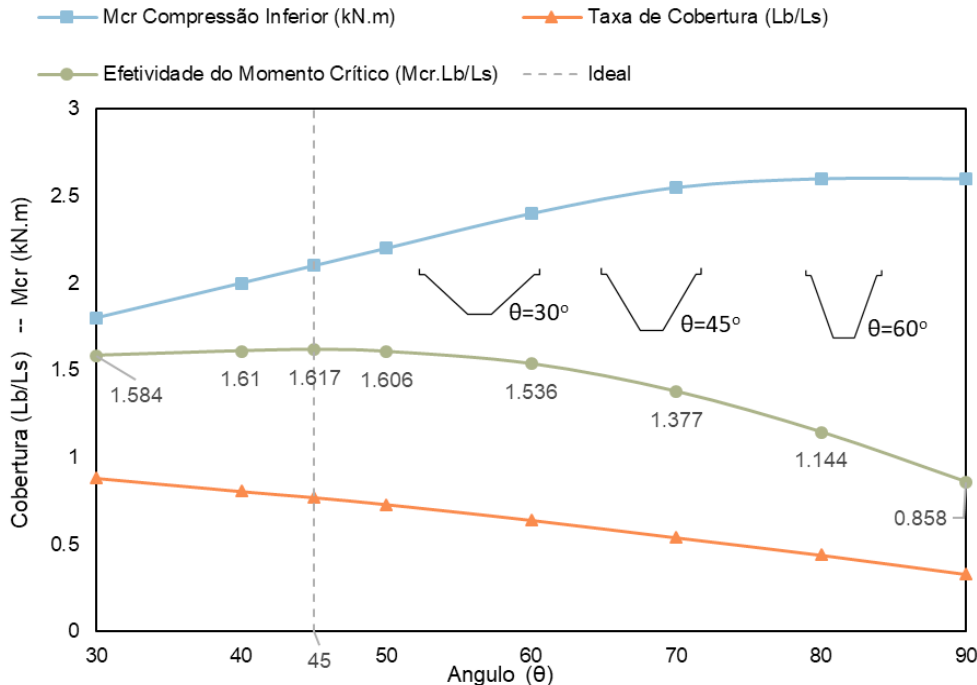
na determinação dos parâmetros básicos  $a_1$ ,  $a_2$  e  $a_3$  (Figura 2-(e)). (iii) Na sequência, foi feito um estudo sobre o número de enrijecedores de duas dobras na alma da telha variando de um até três e considerando nenhum enrijecedor na mesa inferior. (iv) O quarto estudo também foi feito variando os enrijecedores de duas dobras na alma da telha, de um até três, porém com adição de um enrijecedor de quatro dobras na mesa inferior. (v) O quinto estudo é análogo ao quarto, diferenciando-se apenas pela adição de um enrijecedor de quatro dobras na mesa inferior. (vi) Por último, relacionou-se a posição dos enrijecedores na alma do perfil.

Dentre os seis estudos aqui propostos, o primeiro, em particular, foi feito com base nos dados obtidos por Franco e Batista (2017). A análise paramétrica feita no 2º, 3º, 4º, 5º e 6º estudo se deu de forma sequencial. Os modelos utilizados para a análise paramétrica desses estudos estão ilustrados na Figura 3.

### 3.1 Inclinação da alma em relação a mesa ( $\theta$ ) – 1º Estudo

O primeiro estudo está descrito na Figura 4. Nele, o ângulo de inclinação da alma do perfil da telha ( $\theta$ ) foi tomado no intervalo  $[30^\circ; 90^\circ]$  e então determinadas a taxa de cobertura e o momento crítico.

**Figura 4** – Variação do momento crítico e taxa de cobertura em relação ao ângulo de abertura da telha tipo viga-calha sem enrijecedores



Fonte: Autores.

Os dados de momento crítico de compressão na mesa inferior (devido ao carregamento de vento de sucção) para cada ângulo de inclinação da alma foram retirados de Franco e Batista (2017). Nota-se que quanto maior o ângulo, maior é o



momento crítico e, conseqüentemente, maior será o esforço resistente o que reduz a taxa de cobertura. Assim, com a finalidade de buscar a melhor opção de inclinação da alma do perfil, buscou-se o perfil com o maior momento crítico efetivo em relação a taxa de cobertura ( $M_{cr} \cdot C_v$ ). Percebe-se pelo gráfico que os ângulos no intervalo [40°;50°] demonstraram o maior valor efetivo do momento crítico na taxa de cobertura. Assim, os valores de  $M_{cr} \cdot C_v$  intermediários ao intervalo, foram obtidos como uma interpolação linear do momento fletor crítico ( $M_{cr}$ ) e da taxa de cobertura ( $C_v$ ), resultando em uma solução com máximo produto  $M_{cr} \cdot C_v$  em um ângulo de 45°, que de fato é o ponto médio entre os ângulos 40° e 50°.

### 3.2 Largura das mesas e almas – 2º Estudo

Após definir o ângulo de inclinação do perfil, o próximo passo é determinar os parâmetros base do perfil, ilustrados na Figura 2-(e). Foram modelados, então, cinco tipos de perfil (segundo estudo), variando apenas  $a_2$  e  $a_3$  e considerando  $a_0$  como 30 mm e  $a_1$  igual a 50 mm para todos os casos. Os valores considerados fixos nas mesas superior foram escolhidos para ter a menor largura (baseado em limitações de fabricação e montagem), visto que a flexão aqui em estudo é com compressão na mesa inferior. A ideia foi que as almas e a mesa inferior tenham mais espaço para inserir enrijecedores e conseqüentemente aumentar a capacidade resistente do perfil.

Na Tabela 1 estão os resultados do segundo estudo. Para a escolha do perfil mais satisfatório, foi calculado o momento resistente efetivo em relação à taxa de cobertura ( $M_{R,d} \cdot C_v$ ). Como descrito anteriormente, procedeu-se dessa maneira a fim de obter um parâmetro único de comparação entre os perfis. Constata-se pela Tabela 1 que o modelo M2 se mostrou o mais efetivo e que esse obteve a taxa efetiva do momento resistente igual a 7,9 kN.m. Portanto, para as análises posteriores trabalhou-se com as dimensões do modelo M2.

### 3.3 Enrijecedores na alma – 3º Estudo

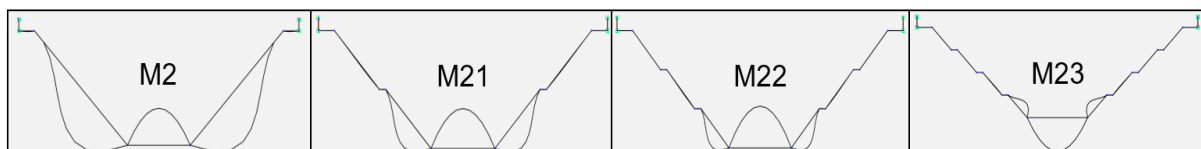
Com a determinação dos parâmetros base do perfil, o próximo passo é o estudo de enrijecedores com o intuito de aumentar a capacidade resistente do perfil. Então, foi estudada a aplicação de enrijecedores na alma e posteriormente na mesa inferior do perfil. Foram aplicados até três enrijecedores de duas dobras com  $h_{enr}$  igual a 20 mm na alma inclinada do perfil e foi preferido aquele com menor esforço resistente. Dessa forma, tem-se mais três modelos possíveis: M21, M22 e M23 (terceiro estudo) e que possuem a geometria baseada nos dois estudos anteriores. Na Tabela 1 também estão os resultados do terceiro estudo. Do mesmo modo que no segundo estudo, neste também é calculado o momento fletor resistente de cálculo efetivo em relação a taxa de cobertura para uma melhor comparação entre os modelos.

**Tabela 1** – Determinação do momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura ( $M_{R,d} \cdot C_v$ ) para o 2º e 3º estudo (modelos ilustrados na Figura 5).

Parâmetros	2º Estudo					3º Estudo			
	M1	M2	M3	M4	M5	M21	M22	M23	
Geometria	$N_{enrA}$	0	0	0	0	0	1	2	3
	$h_{enrA}$ (mm)	0	0	0	0	0	20	20	20
	$N_{enrB}$	0	0	0	0	0	0	0	0
	$h_{enrB}$ (mm)	0	0	0	0	0	0	0	0
	$a_0$ (mm)	30	30	30	30	30	30	30	30
	$a_1$ (mm)	50	50	50	50	50	50	50	50
	$a_2$ (mm)	470	420	400	370	320	420	420	420
	$a_3$ (mm)	100	200	240	300	400	200	200	200
	$I_{xx}$ (mm <sup>4</sup> )	1,60.10 <sup>7</sup>	1,44.10 <sup>7</sup>	1,35.10 <sup>7</sup>	1,21.10 <sup>7</sup>	9,55.10 <sup>6</sup>	1,43.10 <sup>7</sup>	1,28.10 <sup>7</sup>	1,15.10 <sup>7</sup>
	$W_c$ (mm <sup>3</sup> )	9,16.10 <sup>4</sup>	9,96.10 <sup>4</sup>	1,02.10 <sup>5</sup>	1,04.10 <sup>5</sup>	1,05.10 <sup>5</sup>	9,83.10 <sup>4</sup>	9,29.10 <sup>4</sup>	8,79.10 <sup>4</sup>
Momento Resistente $M_{R,d}$ (kN.m)	10,28	10,67	10,18	9,12	7,4	10,74	10,68	10,42	
Modo Crítico	L	L	L	L	L	L	L	L	
$C_{v [Ib/Ls]}$	0,72	0,74	0,75	0,77	0,79	0,75	0,76	0,77	
$M_{R,d} \cdot C_v$ (kN.m/m)	7,4	7,9	7,7	7	5,9	8,1	8,2	8,1	

Repara-se que do modelo M2 para o modelo M21 foi acrescentado apenas um enrijecedor e que o momento fletor resistente aumentou de 10,67 kN.m para 10,74 kN.m. Entretanto, a partir do modelo M21, o aumento no número de enrijecedores provocou a diminuição do momento resistente. Percebe-se que o acréscimo de enrijecedores na alma ocasiona a diminuição do momento de inércia em relação ao eixo  $x$ . Isto, por conseguinte, causa a redução não só do módulo de resistência como também do momento resistente.

Nota-se pela Figura 5 que apesar do momento fletor resistente ter diminuído, os enrijecedores evitaram a flambagem local na alma. No modelo M2, a flambagem local se estendeu por toda a alma e pela mesa inferior. Já no último modelo (M23, Figura 5), apenas o quarto inferior da alma inclinada e a mesa inferior apresentaram flambagem local. Outra observação interessante, é que o perfil com três enrijecedores apresentou um segundo momento crítico de flambagem distorcional. Esse modo apareceu devido a presença de muitas “dobras” no perfil que favoreceu o deslocamento de um nó natural, provocando a flambagem distorcional. Apesar da resistência ter diminuído, o momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura permaneceu em 8,1~8,2 kN.m/m. Esse tipo de enrijecedor – duas dobras – favoreceu a taxa de cobertura apesar de ter diminuído ligeiramente a resistência. De qualquer forma, para a próxima análise serão considerados os três modelos: M21, M22, M23.

**Figura 5- Modos de flambagem local**

Fonte: Autores.

### 3.4 Enrijecedores na alma e um na mesa inferior – 4º Estudo

Nesta quarta análise, será acrescentado um enrijecedor do tipo trapezoidal (quatro dobras) na mesa inferior (região que apresenta a flambagem local mais notável) e variando os enrijecedores da alma, como feito na análise anterior. Na Tabela 2, estão os resultados detalhados para o cálculo do momento fletor resistente para os modelos deste estudo.

Primeiramente, ao comparar os resultados do terceiro estudo, mostrados na Tabela 1, com aqueles do quarto estudo, resumido na Tabela 2, percebe-se que todos os perfis apresentaram aumento do momento resistente com o acréscimo do enrijecedor na mesa inferior. Observa-se que o modelo com dois enrijecedores na alma (M221) apresentou maior momento resistente em relação ao modelo M211. Na Tabela 1, o modelo M22 sem o enrijecedor na mesa inferior mostrou-se menos resistente que o modelo M21. Isso ocorreu porque o enrijecedor na mesa inferior aumentou o momento crítico de flambagem local, mais notadamente no perfil com dois enrijecedores na alma e menos naquele com apenas um enrijecedor na mesa inferior.

Outro aspecto interessante é o comportamento do perfil com três enrijecedores na alma. É perceptível a queda no momento resistente embora tenha havido o aumento do momento crítico de flambagem local. Não obstante, o momento crítico de flambagem distorcional foi menor o que, possivelmente, se deu pelo perfil apresentar mais enrijecedores e maior susceptibilidade à flambagem distorcional.

Analisando o momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura, os dois modelos M221 e M231 apresentaram o mesmo coeficiente  $M_{R,d} \cdot C_v$  tornando-as as duas soluções mais adequadas para esse estudo.

### 3.5 Enrijecedores na alma e dois na mesa inferior – 5º Estudo

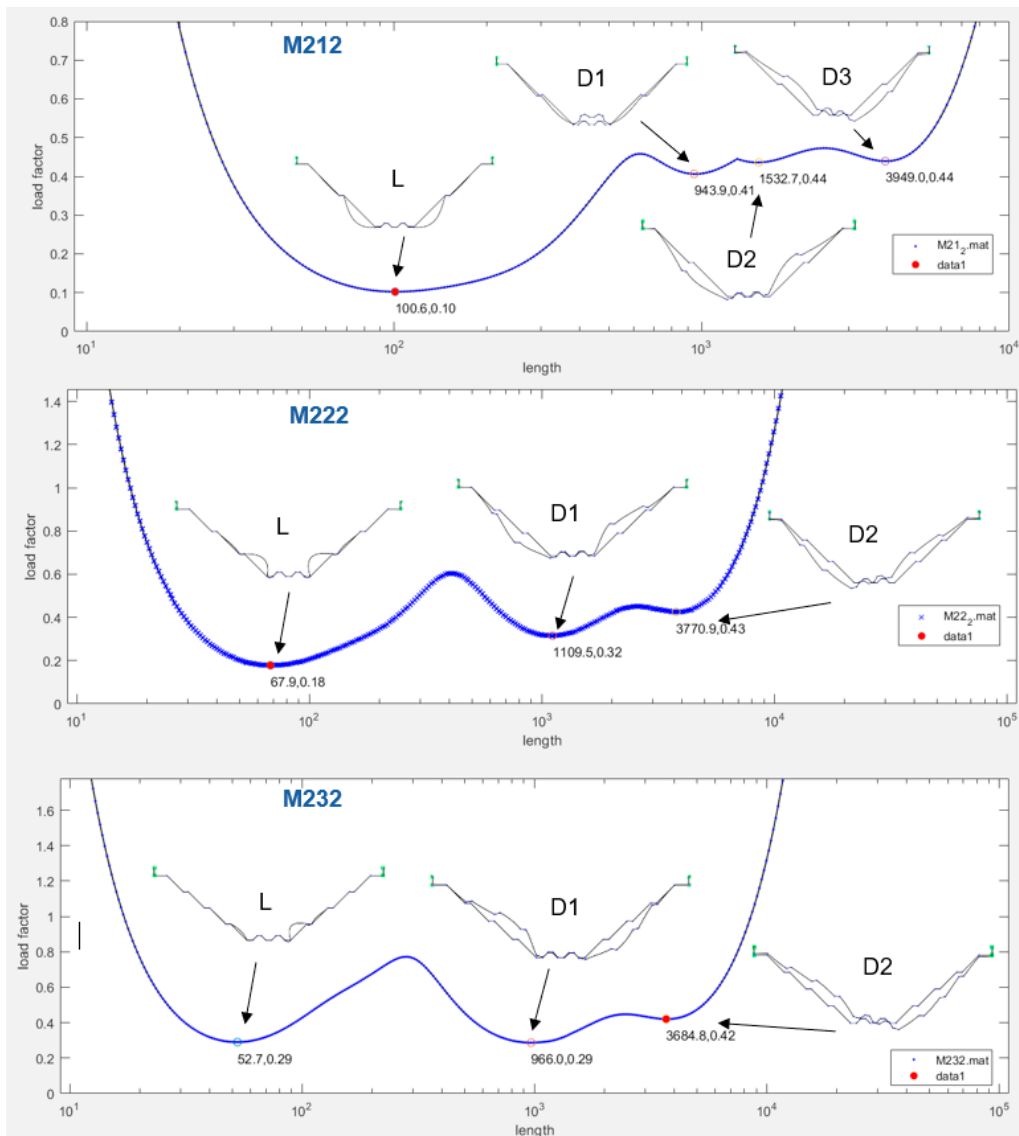
Na próxima análise investigou-se o acréscimo de mais um enrijecedor na mesa inferior. Na tabela 2, estão os resultados detalhados para o momento fletor resistente para os modelos desse estudo. Comparando os resultados do quarto com o quinto estudo, pôde-se observar um aumento do momento fletor resistente. Ademais, o aumento de dois (M222) para três (M232) enrijecedores na alma levou a diminuição no momento fletor resistente. Isso se explica pelo momento crítico de flambagem distorcional ter diminuído com o acréscimo de enrijecedores.

Para melhor conhecer o comportamento dos perfis ao longo dos comprimentos, as Figuras 6 e 7 mostram as curvas de assinatura dos modelos M212, M222 e M232. Observa-se então, por essas figuras, que no acréscimo de enrijecedores na alma do perfil o momento crítico de flambagem local aumenta, apesar disso o momento crítico de flambagem distorcional diminui.

De acordo com Figura 6, o modelo M212 apresentou uma flambagem local (L) dominante, devido aos sub-elementos esbeltos não enrijecidos nas almas. Note que a curva de assinatura do modelo M212 na Figura 6 é apenas para um termo de meia-onda longitudinal, e que para mais termos, o modo local tende a dominar em comprimentos maiores. Ainda, nota-se que este modelo apresentou 3 modos críticos de flambagem distorcional (D1, D2 e D3) e que são bem específicos para este tipo de perfil. Com base no modelo M222, observa-se que a flambagem local para um termo de meia-onda ocorre em menor comprimento que o modelo M212, porém com o momento crítico de flambagem local maior. Por outro lado, o momento crítico referente a flambagem distorcional (D1) foi menor e reduzido a dois modos distorcionais críticos (D1 e D2). Já para o último modelo dessa análise, M232, o momento crítico de flambagem local aumentou, contudo permaneceu próximo ao momento crítico de flambagem distorcional (D1) que por sua vez decresce.

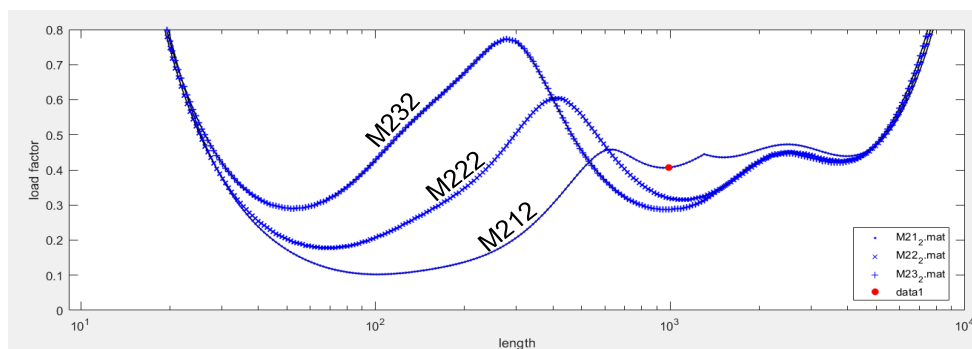
Na Figura 7 estão as curvas de assinatura comparando os três modelos M212, M222 e M232 a fim de mostrar o efeito da quantidade dos enrijecedores na alma do perfil. De fato, o aumento do número de enrijecedores foi acompanhado pelo respectivo aumento no momento crítico de flambagem local. O momento crítico de flambagem distorcional diminui, no entanto.

**Figura 6** – Curva de assinatura e modos críticos para o 5º estudo, modelos M212, M222 e M232 (*load fator* = tensão crítica)



Fonte: Autores.

**Figura 7** – Comparação das Curvas de assinatura para os 3 modelos do 5º estudo (*load fator* = tensão crítica)

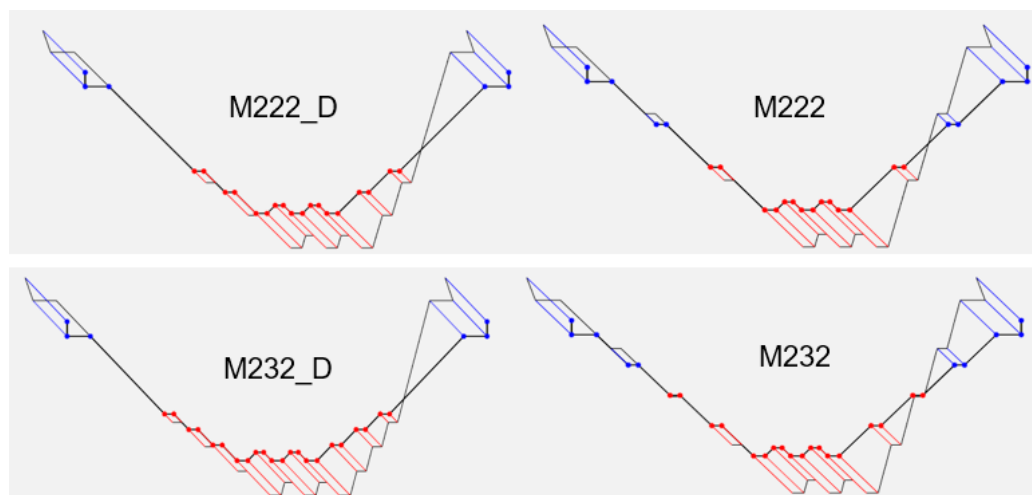


Fonte: Autores.

### 3.6 Distribuição de Enrijecedores na Alma – 6º Estudo

Finalmente, a última análise examina a mudança na distribuição dos enrijecedores na alma do perfil. Para tanto, utilizar-se-á os dois perfis com os melhores  $M_{R,d} \cdot C_v$  até então encontrados: os modelos M222 e o M232. A escolha pela distribuição dos enrijecedores na proximidade da mesa inferior se deu pelo perfil estar submetido a flexão, comprimindo a mesa inferior. Desse modo, os enrijecedores serão mais eficientes por estarem concentrados em zonas em que a flambagem é mais acentuada. Na Figura 8, exibe-se a distribuição das tensões ao longo do perfil (onde as cores vermelha e azul são tensões de compressão e tração, respectivamente) para ilustrar que, com a mudança na distribuição, os enrijecedores estarão todos em região de compressão.

**Figura 8** – Comparação nas tensões distribuídas nos modelos com mudança na distribuição dos enrijecedores de duas dobras na alma do perfil

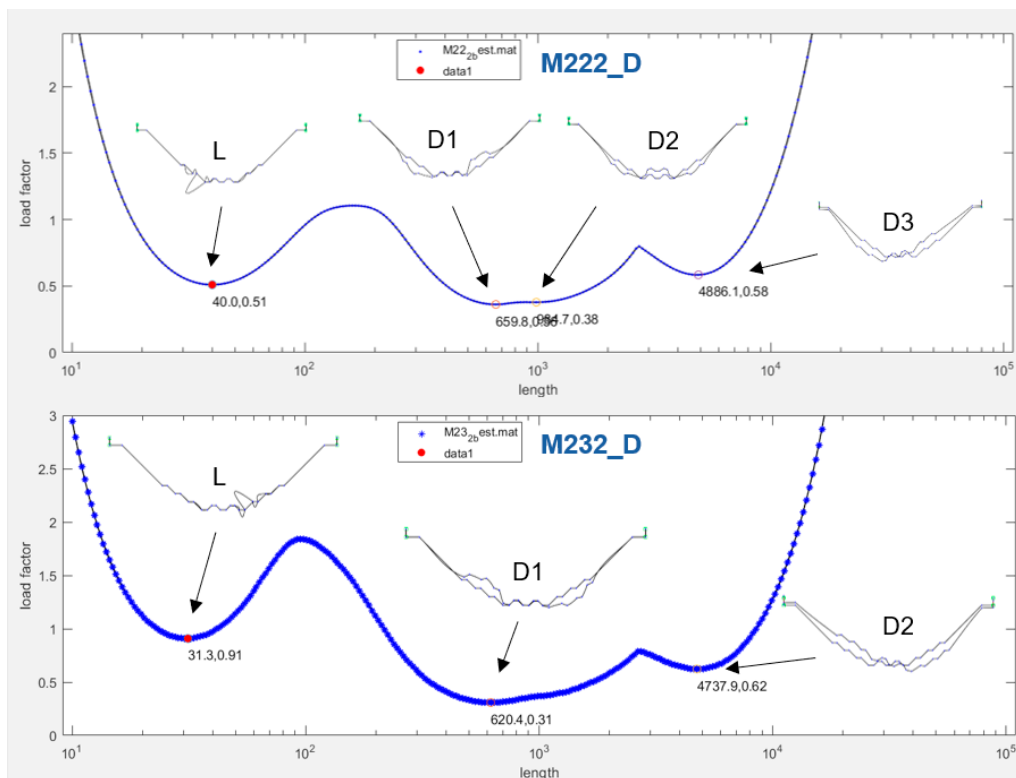


Fonte: Autores.

A mudança na distribuição, faz com que o momento de inércia em relação ao eixo de flexão aumente e a distância no eixo perpendicular ao eixo de flexão do centro de gravidade até a fibra mais comprimida diminua ( $y_{max}$ ). Portanto, é esperado que o módulo elástico aumente e, como resultado, amplifique a resistência do perfil.

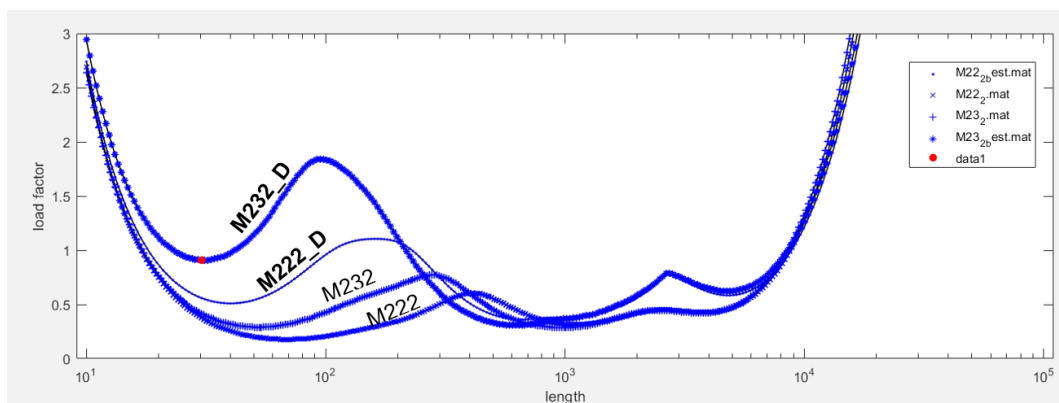
Na Tabela 2, estão os resultados detalhados para o cálculo do momento fletor resistente utilizando os modelos desse 6º estudo, na Figura 9 as curvas de assinatura para cada modelo e na Figura 10 as curvas de assinatura comparando os modelos. De fato, apenas com uma mudança na distribuição, o momento fletor resistente de cálculo aumentou. O momento resistente do modelo M222 foi de 18,35 kN.m enquanto o do modelo M222\_D foi de 21,05 kN.m; já o modelo M232 obteve capacidade resistente de 17,43 kN.m e o modelo M232\_D um momento resistente de 18,58 kN.m.

**Figura 9** – Curva de assinatura e modos críticos para o 6º estudo, modelos M222\_D e M232\_D (*load fator* = tensão crítica)



Fonte: Autores.

**Figura 10** – Comparação das Curvas de assinatura para os modelos do 6º estudo e os seus modelos base do 5º estudo (*load fator* = tensão crítica)



Fonte: Autores.

Para conhecer melhor o comportamento dos perfis ao longo dos comprimentos, nas Figuras 9 e 10 estão as curvas de assinatura dos modelos dessa última análise. Pela Figura 9, o modelo M222\_D apresentou momentos críticos semelhantes, mas com valor absoluto excessivo em relação aos exemplos da análise anterior. Ainda, nota-se que este modelo apresentou três momentos críticos de flambagem distorcional (D1, D2 e D3) diferentemente do modelo M232\_D, com apenas dois momentos críticos de flambagem distorcional (D1 e D2). Já para o modelo M232\_D mostrado na Figura 9, o momento



crítico mínimo de flambagem local para um termo de meia-onda permaneceu em cerca de 80% maior que o momento crítico mínimo local do modelo M222\_D.

A Figura 10 está ilustrando a curva de assinatura comparando os dois modelos com distribuição de enrijecedores equidistantes. A distribuição de enrijecedores na zona de compressão do perfil produz o aumento do momento crítico de flambagem local, assim como a quantidade de enrijecedores também eleva o momento crítico local. Contudo, o momento crítico de flambagem distorcional decresce com o aumento de enrijecedores na zona de compressão do perfil e, como nesses 2 modelos (M222\_D e M232\_D) o momento crítico de flambagem distorcional é o menor entre os modos presentes, então este modo será determinante no cálculo do esforço resistente. Devido a essa perda de estabilidade gerada por haver mais enrijecedores na zona de compressão, esse modelo – M232\_D – não necessariamente será o melhor, e sim o modelo M222\_D.

**Tabela 2** – Determinação do momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura ( $M_{R,d} \cdot C_v$ ) para o 4º, 5º e 6º estudo

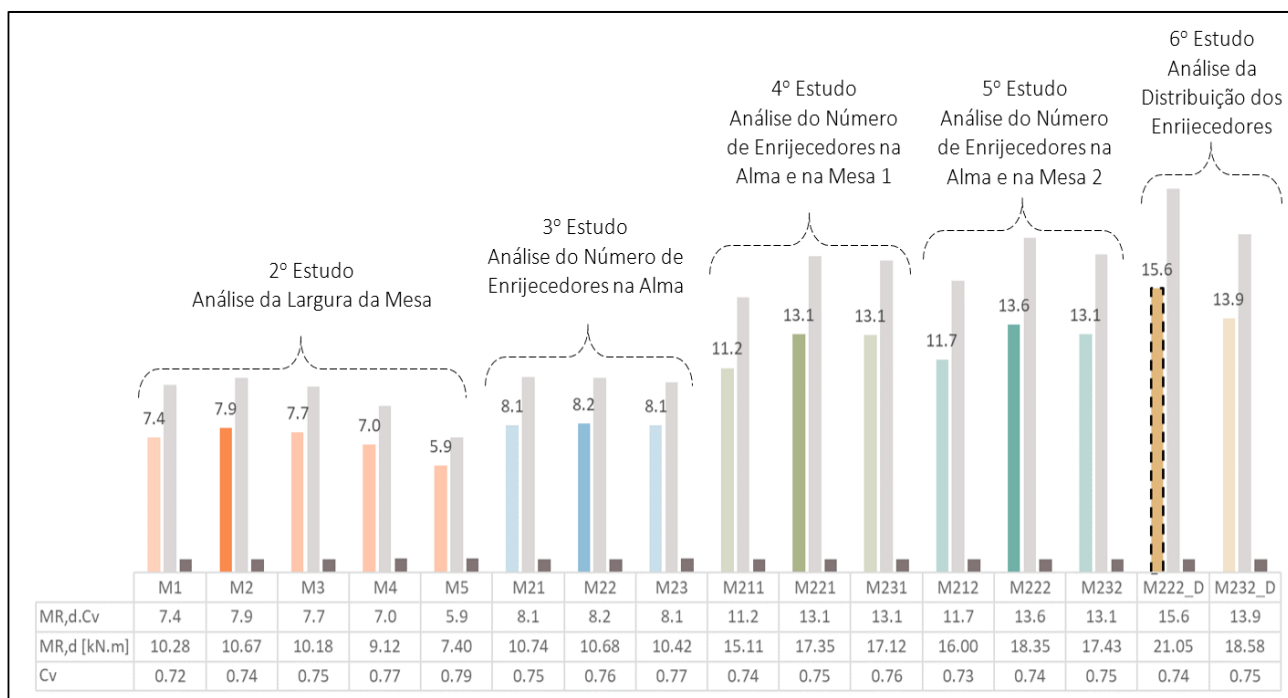
Parâmetros	4º Estudo			5º Estudo			6º Estudo	
	M211	M221	M231	M212	M222	M232	M222_D	M232_D
$N_{enrA}$	1	2	3	1	2	3	2	3
$h_{enrA}$ (mm)	20	20	20	20	20	20	20	20
$N_{enrB}$	1	1	1	2	2	2	2	2
$h_{enrB}$ (mm)	17	17	17	17	17	17	17	17
$a_0$ (mm)	30	30	30	30	30	30	30	30
<b>Geometria</b> $a_1$ (mm)	50	50	50	50	50	50	50	50
$a_2$ (mm)	400	400	400	400	400	400	400	400
$a_3$ (mm)	240	240	240	240	240	240	240	240
$I_{xx}$ (mm <sup>4</sup> )	1,41.10 <sup>7</sup>	1,26.10 <sup>7</sup>	1,13.10 <sup>7</sup>	1,39.10 <sup>7</sup>	1,25.10 <sup>7</sup>	1,11.10 <sup>7</sup>	1,27.10 <sup>7</sup>	1,14.10 <sup>7</sup>
$W_c$ (mm <sup>3</sup> )	9,66.10 <sup>4</sup>	9,12.10 <sup>4</sup>	8,62.10 <sup>4</sup>	9,49.10 <sup>4</sup>	8,96.10 <sup>4</sup>	8,46.10 <sup>4</sup>	9,44.10 <sup>4</sup>	9,08.10 <sup>4</sup>
<b>Momento Resistente</b> $M_{R,d}$ (kN.m)	15,11	17,35	17,12	16	18,35	17,43	21,05	18,58
<b>Modo Crítico</b>	L	L	D1	L	L	D1	D1	D1
$C_{v[1b/1s]}$	0,74	0,75	0,76	0,73	0,74	0,75	0,74	0,75
$M_{R,d} \cdot C_v$ (kN.m.m/m)	11,2	13,1	13,1	11,7	13,6	13,1	15,6	13,9

## 4 Resumo dos Resultados e Discussões

Para finalizar a análise, a Figura 11 compara o momento resistente efetivo com a taxa de cobertura de todos os modelos aqui analisados. Fizeram-se um total de seis análises, sendo cada uma voltada a um parâmetro específico. Em cada estudo são mostrados 3 gráficos do tipo barra, onde sequencialmente cada um representa:

momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura, momento resistente (barra em cor cinza claro) e a taxa de cobertura (barra em cinza escuro). Os estudos simbolizados em cores mais escuras (M2, M22, M221, M222 e M222\_D) são os que tiveram os modelos de melhor configuração em cada análise e em cores mais claras (M1, M3, M4, M5, M21, M23, M211, M231, M212, M232 e M232\_D) os que tiveram uma configuração menos efetiva. O modelo com melhor configuração está com a barra em linha tracejada, que é o modelo M222\_D. Os dados geométricos do modelo M222\_D estão melhor indicados na Figura 12.

**Figura 11** – Resumo do momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura entre os modelos aqui estudados



Fonte: Autores.

Outro parâmetro que pode ser alterado a fim de obter perfis mais eficientes é a espessura da chapa. De acordo com Franco e Batista (2017), o aumento da espessura dos enrijecedores é diretamente proporcional ao momento crítico de flambagem da viga-calha. De fato, quanto maior a espessura, mais rígida será a viga-calha e, portanto, apresentará maior capacidade resistente. Dessa forma, para esse trabalho, o estudo foi feito para apenas uma espessura ( $t = 1 \text{ mm}$ ), considerando que o aumento da espessura provoca maior capacidade resistente da viga-calha.

Vê-se que as curvas de assinatura mostradas nas Figuras 6 e 9 apresentaram apenas a flambagem para o primeiro comprimento associado a uma meia onda de cada modo. Dessa forma, em comprimentos maiores do elemento estrutural, a flambagem local, por exemplo, ocorre em mais meias ondas ao longo da peça. Assim, na ocorrência de modos críticos muito próximos um dos outros há, eventualmente, a interação entre

os modos em comprimentos maiores da telha o que, de acordo com Batista (2005), reduz sensivelmente a capacidade resistente do perfil. Lamentavelmente, nenhuma norma considera a interação do modo distorcional com o local.

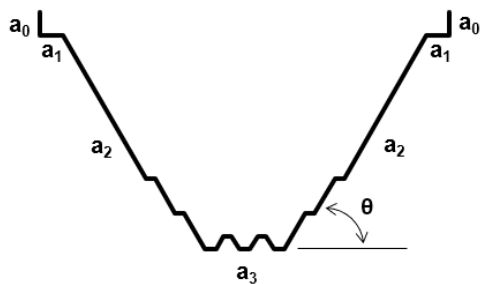
## 5 Considerações finais

No presente trabalho, foi proposto obter uma melhor configuração para uma telha de aço do tipo viga-calha, dado o material fornecido pelo fabricante. Para isso, foram estudados vários modelos no programa CUFSM v.5.01 e verificado aquele que apresentasse o melhor momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura.

Primeiramente, baseado em dados publicados por Franco e Batista (2017) chegou-se a uma configuração do ângulo de inclinação da alma do perfil igual a 45°. No 2º estudo, fez-se uma análise para encontrar a largura das mesas e da alma e observando cinco modelos, constatando o M2 como o mais adequado, com largura das almas igual a 420 mm e largura da mesa inferior de 200 mm. Do 3º ao 5º estudo analisaram-se os enrijecedores acrescentados na alma inclinada e na mesa inferior. Concluiu-se que o aumento do número de enrijecedores na alma do perfil foi seguido pela elevação da tensão crítica local, mas com o decréscimo da tensão crítica distorcional. Portanto, é possível ocorrer interação entre os modos o que pode reduzir drasticamente a capacidade resistente do perfil. Por fim, o 6º estudo alterou a distribuição dos enrijecedores na alma, obtendo modelos mais eficientes com relação ao momento resistente e a taxa de cobertura.

Assim, com base em todas as análises aqui mostradas (resumo na Figura 11) deduz-se que a melhor configuração obtida foi a do modelo M222\_D, descrição na Figura 12. Esse modelo apresenta dois enrijecedores de duas dobras na alma e dois enrijecedores de quatro dobras na mesa, sendo todos com ângulo de dobra de 45° posicionados na zona de compressão da viga-calha. De forma geral esse modelo de perfil obteve o maior momento resistente efetivo em relação a taxa de cobertura.

**Figura 12** – Configuração do melhor perfil de telha de aço do tipo viga-calha sob ação de vento de sucção



<b>a0</b>	30	[mm]	Largura bruta dos elementos de fixação
<b>a1</b>	50	[mm]	Largura bruta da Mesa Superior (largura das dobras incluídas)
<b>a2</b>	420	[mm]	Largura bruta da Alma Inclinada (largura das dobras incluídas)
<b>a3</b>	200	[mm]	Largura bruta da Mesa Inferior (largura das dobras incluídas)
<b>t</b>	1	[mm]	Espessura da chapa de aço
<b>θ</b>	45	[graus]	Inclinação da Alma
<b>Cv =Lb/Ls</b>	0.74	[mm/mm]	Taxa de Cobertura
<b>NenrA</b>	2	[#]	Quantidade Enrijecedor tipo A [0,3]
<b>henrA</b>	20	[mm]	Distancia Perpendicular entre as almas tipo A (Figura 2-b)
<b>NenrB</b>	2	[#]	Quantidade enrijecedor tipo B [0,2]
<b>henrB</b>	17	[mm]	Altura do Enrijecedor Trapezoidal tipo B

<b>Modelo</b>	M222_D	[Nome]	Nomenclatura do modelo
<b>M<sub>R,d</sub></b>	21.05	[kN.m]	Momento fletor Resistente de Cálculo
<b>M<sub>R,d</sub>.C<sub>v</sub></b>	15.6	[kN.m.m/m]	MR,d Efetivo em relação a taxa de cobertura

Fonte: Autores.

### Agradecimentos

Os autores agradecem ao Programa de Engenharia Civil do Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia (COPPE/UFRJ), aos programas de financiamento CNPQ, CAPES e FAPERJ, e ao suporte físico do Laboratório de Estruturas e Materiais Professor Lobo Carneiro (LABEST).

## Referências

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – ABNT. *NBR 14762:2010*, Dimensionamento de estruturas de aço constituídas por perfis formados a frio, Rio de Janeiro, RJ, 2010, 93p.
- BATISTA E. M. “Modeling Buckling Interaction”. In: *Phenomenological and Mathematical Modelling of Structural Instabilities*, Editors: Pignataro M., Gioncu V., International Centre for Mechanical Sciences, No. 470, SpringerWien NewYork, 2005.
- CHEUNG, Y. K. *The Finite Strip Method in Structural Analysis*. New York, 1976.
- DINIS P. B.; CAMOTIM D., “Post-buckling behaviour and strength of cold-formed steel lipped channel columns experiencing distortional/global interaction”. *Computers and Structures*, v. 89, p. 422–434, 2010.
- FRANCO, J. M. S.; DUARTE, J. P.; BATISTA, E. M.; LANDESMANN, A. “Shape Grammar of steel cold-formed sections based on manufacturing rules”. *Thin-Walled Structures*, v. 79, p. 218-232, 2014.
- FRANCO J.M.S.; BATISTA E.M., Buckling behavior and strength of thin-walled stiffened trapezoidal CFS under flexural bending. *Thin-Walled Struct*, v. 117, p. 268–281, 2017.
- HANCOCK, G. J., “Local, distortional and lateral buckling of I-beams”. *Journal of Structural Engineering*, v. 104, Issue 11, p. 1787-1798, November 1978.
- HANCOCK, G. J.; BRADFORD, M. A.; TRAHAIR, N. S. “Web distortion and flexural-torsional buckling”. *Journal of the Structural Division*, v. 106, Issue 7, p. 1557-1571, June 1980.
- HANCOCK, G. J., “Interaction buckling in I-section columns”. *Journal of the Structural Division*, 1981, Vol. 107, Issue 1, p. 165-179, January 1981.
- HANCOCK, G.J.; KWON, Y.B.; BERNARD, E.S. “Strength design curves for thin-walled sections undergoing distortional buckling”. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 31 (2-3), p. 169-186, 1994.
- HANCOCK, G. J.; MURRAY, T.; ELLIFRIT, D. S. *Cold-Formed Steel Structures to the AISI Specification*, Published July 27, 2001, Reference - 416 Pages, ISBN 9780824792947, 2001.
- LI Z., “Buckling analysis of the finite strip method and theoretical extension of the constrained finite strip method for general boundary conditions”. Research Report, Johns Hopkins University, 2009.
- LI Z.; SCHAFER B. W. “FSM stability solutions for general boundary conditions and extension of cFSM,” in The Twelfth International Conference on Civil, Structural and Environmental Engineering Computing., 2009, no. August 2016.
- MELO, J. M. S. *Análise da Flambagem Elástica e da Resistência de telhas autoportantes de aço formados a frio*. Rio de Janeiro, 2017. Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Engenharia Civil da COPPE / UFRJ, Rio de Janeiro: Universidade Federal do Rio de Janeiro, março de 2017, 101 p.

MUTIPORTE, Telhas Autoportantes, Produtos, Palhoça/SC, Disponível em: <http://multiporte.com.br/produtos/>. Acesso em: 25 nov. 2018.

SCHAFER, B.W.; ÁDÁNY, S. "Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods." Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, FL. October 2006.

SCHAFER, B. "Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method". In: 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, Florida: University of Missouri Systems, Out. 2006.

SCHAFER, B.W., PEKÖZ, T. "Direct strength prediction of cold-formed steel members using numerical elastic buckling solutions". *Proceedings of 14th International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures*, St. Louis, p. 69-76, 15-16 October 1998.