



Contribuição tecnocientífica ao **Construmetal 2025**
10º Congresso Latino-americano da Construção Metálica
09 de setembro de 2025, São Paulo - SP, Brasil

Tema: Estruturas de aço e mistas de aço e concreto: projeto; dimensionamento; fabricação; e montagem

FLAMBAGEM LATERAL COM DISTORÇÃO DE VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO: EM BUSCA DE NOVOS VALORES DE FATOR DE MODIFICAÇÃO PARA MOMENTOS FLETORES NÃO UNIFORMES

Paulo Marques do Lago Júnior¹
Renan Moura Guimarães²
Cilmar Baságlio³

Resumo

Este trabalho apresenta uma investigação em andamento relacionada à análise numérica sobre a flambagem lateral com distorção associada à curvatura dupla (FLD-D) e simples (FLD-S) de vigas de aço com seção em I, restringidas elasticamente por lajes de concreto armado e submetidas a momentos fletores negativos variáveis, com ênfase no estudo e na obtenção de novos coeficientes de distribuição de momentos fletores (C_{dist}). Os novos coeficientes demonstraram melhor concordância com os momentos críticos determinados numericamente, contribuindo para projetos mais seguros e econômicos de vigas mistas em situações de FLD-D.

Palavras-chave: Vigas mistas de aço e concreto; Flambagem lateral com distorção; Fator de modificação para momentos fletores.

LATERAL-DISTORTIONAL BUCKLING OF STEEL-CONCRETE COMPOSITE BEAMS: IN SEARCH OF NEW MODIFICATION FACTORS FOR NON-UNIFORM BENDING MOMENTS

Abstract

This work presents an ongoing investigation related to the numerical analysis of lateral-distortional buckling associated with double (FLD-D) and single (FLD-S) curvature in steel I-section beams elastically restrained by reinforced concrete slabs and subjected to varying negative bending moments. The study focuses on the evaluation and proposal of new bending moment distribution coefficients (C_{dist}). The proposed coefficients showed better agreement with the critical moments determined numerically, contributing to safer and more economical designs of composite beams under FLD-D conditions.

Keywords: Composite steel-concrete beams; Lateral distortional buckling; Modification factor for bending moments.

¹ Engenheiro Civil, Mestrando, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, Brasil.

² Engenheiro Civil, Mestre, Doutorando, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, Brasil.

³ Engenheiro Civil, Mestre, Professor Doutor, FECFAU, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, São Paulo, Brasil.

1 INTRODUÇÃO

As vigas mistas aço-concreto são frequentemente utilizadas na indústria da construção civil. As vantagens destes elementos estruturais são bem conhecidas e resultam do trabalho conjunto da laje de concreto armado e do perfil de aço, frequentemente com seção transversal em I, assegurado pelo uso de conectores na interface aço-concreto (ver Fig. 1(a)). A influência da laje de concreto nas barras de aço com seção em I é normalmente simulada através das restrições contínuas, ao longo do comprimento e ao nível do banzo superior (conectado) (i) dos deslocamentos laterais (restrição total) e (ii) das rotações (restrição parcial) – estas últimas são modeladas através de molas elásticas com rigidez k_r (e.g., [1]), como mostra a Figura 1(b). O valor de k_r pode ser obtido por meio de ensaios experimentais, simulações numéricas ou fórmulas analíticas baseadas em modelos estruturais simplificados (e.g., [1]) – esta última abordagem é a adotada no anexo L da NBR 8800:2025 [2].

Enquanto, nas regiões da viga sujeitas a momentos fletores positivos, a presença da laje elimina a possível ocorrência de instabilidade lateral por flexo-torção do perfil (o banzo comprimido está restringido pela laje de concreto), o mesmo não ocorre nas regiões da viga sujeitas a momentos fletores negativos (o banzo comprimido está livre). Neste último caso, a presença da laje restringe a instabilidade do perfil de aço, o que faz com esta ocorra em modos locais da alma (ver Fig. 1(c)) ou laterais-distorcionais – estes últimos combinam (i) deslocamentos laterais do banzo comprimido (não restringido) e (ii) flexão transversal da alma (com curvatura simples (FLD-S) ou dupla (FLD-D)), como mostram as Figuras 1(d)-(e) (e.g., [3]).

A FLD de vigas de aço com seção em I restringidas por lajes de concreto tem sido objeto de um vasto número de trabalhos nas últimas décadas, onde são propostas várias abordagens numéricas e/ou analíticas para determinar os correspondentes momento críticos. Neste âmbito, destacam-se os estudos realizados por (i) Hanswille *et al.* [4], Zhou *et al.* [5] e Dias *et al.* [6], os quais propuseram metodologias de cálculo para estimar os momentos críticos associados à FLD, (ii) Roik *et al.* [7], os quais deduziram suas expressões a partir do método da energia, e (iii) Araújo *et al.* [3], os quais desenvolveram um procedimento analítico para o cálculo do momento crítico de vigas sujeitas ao momento negativo uniforme, procedimento este capaz de verificar a ocorrência da simples ou dupla curvatura do perfil de aço.

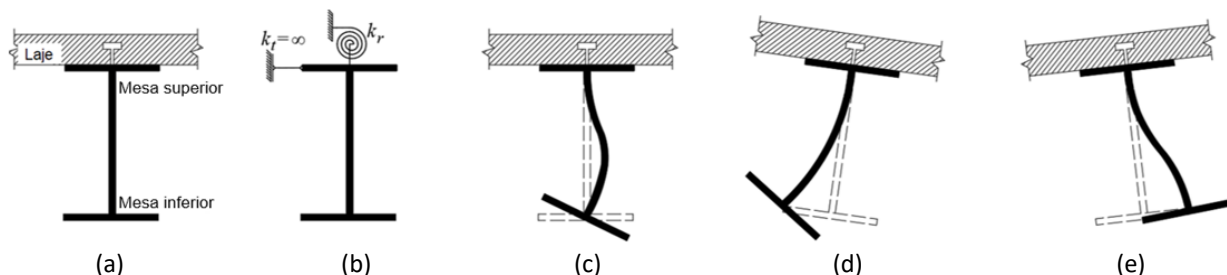


Figura 1 - (a) viga mista aço-concreto, (b) modelação da restrição causada pela laje através de molas contínuas (longitudinalmente), (c) modo de instabilidade local da alma e modos de flambagem lateral-distorcional com curvatura da alma (d) simples e (e) dupla.

Deve-se ainda mencionar que não existe atualmente consenso sobre a caracterização cinemática da flambagem lateral-distorcional, o que se reflete nas discrepâncias entre os valores dos momentos críticos elásticos fornecidos pelas várias abordagens disponíveis – essas discrepâncias resultam essencialmente das diferentes hipóteses cinemáticas (simplificativas) adotadas por cada abordagem [8]. Assim, pode afirmar-se que os aspectos cinemáticos e mecânicos da FLD em perfis de seção em I restringidos elasticamente não estão ainda completamente compreendidas. Esse fato explica (pelo menos parcialmente) o motivo pelo qual as formulações analíticas existentes dizem respeito, quase exclusivamente, à flambagem lateral-distorcional em modos de instabilidade envolvendo almas fletidas com curvatura simples e banzos superiores totalmente restringidos (admite-se que a rigidez da laje à torção é infinita) [9].

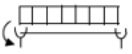
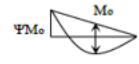
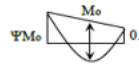

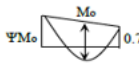
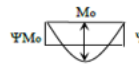
Na análise da Flambagem Lateral com Distorção (FLD) em elementos submetidos a momentos fletores não uniformes, um fator crucial a ser considerado é o coeficiente de distribuição de momentos fletores (C_{dist}). Este coeficiente é empregado para ajustar o momento fletor máximo em vigas, levando em conta a variação do momento ao longo do vão da viga. Essencialmente, o C_{dist} permite converter um diagrama de momentos variáveis em um momento equivalente constante para fins de cálculo de flambagem, refletindo de forma mais precisa a distribuição real das tensões e a capacidade resistente da peça.

Na NBR 8800:2025 [2] o momento crítico relativo à flambagem lateral com distorção transversal sujeita a momentos negativos é dado pela Equação 1.

$$M_{cr} = C_{dist} \frac{k_g}{h_0} \left\{ GJ + \frac{EI_{af,y} h_0^2}{L^2} \left[(n\pi)^2 + \left(\frac{\eta b}{n\pi} \right)^2 \right] \right\} \quad (1)$$



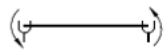
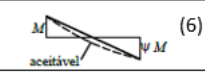
Sendo k_g um fator relacionado à geometria da seção, G o módulo de elasticidade transversal do aço, J a constante de torção do perfil do aço, E o módulo de elasticidade longitudinal do aço, $I_{af,y}$ o momento de inércia da mesa inferior com relação ao eixo y , h_0 a distância entre os centros geométricos das mesas do perfil de aço e n o número de semiondas do modo de flambagem. Pela Equação 1 nota-se que o momento crítico associado à FLD depende diretamente do coeficiente C_{dist} . Os valores destes coeficientes são apresentados nos Quadros 1 e 2.

Na NBR 8800:2025 [2] estes coeficientes foram determinados para perfis em seção I em que a relação entre as espessuras da mesa inferior e da alma não ultrapasse o valor de 3,75. Porém, em vigas mistas de aço e concreto destinadas a pontes, perfis com espessura da mesa muito maior do que a da alma não são raros e pode-se notar relações, entre estes dois elementos dos perfis, capazes de ir além do valor de 4,00 e, quando esta relação é atingida ou superada, a seção transversal do perfil estará sujeita à ocorrência da FLD-D, fenômeno não considerado na expressão utilizada para calibrar os coeficientes C_{dist} da norma brasileira.

Condições de carregamento	Diagrama de momento fletor ^a	Ψ	0,50	0,75	1,00	1,25	1,50	1,75	2,00	2,25	2,50
	 (1)	C_{dist}	2,00	1,78	1,65	1,56	1,50	1,47	1,43	1,36	1,35
	 (2)		1,96	1,73	1,59	1,50	1,44	1,40	1,37	1,34	1,32
	 (3)		1,94	1,70	1,56	1,47	1,41	1,37	1,34	1,31	1,29
	 (4)		1,92	1,67	1,53	1,44	1,38	1,33	1,30	1,27	1,24

^a M_0 é o momento máximo solicitante de cálculo, considerando o tramo analisado como biapoiado.

Quadro 1 - Coeficientes de distribuição de momentos fletores C_{dist} .

Condições de carregamento	Diagrama de momento fletor ^a	Ψ	0,00	0,25	0,50	0,75	1,00
	 (5) aceitável	C_{dist}	1,19	1,15	1,11	1,06	1,00
	 (6) aceitável		1,19	1,23	1,26	1,30	1,33

^a M é o maior momento negativo solicitante de cálculo, em módulo, no trecho analisado, sendo que valores de ψ maiores que 1,00 devem ser considerados iguais a 1,00.

Quadro 2 - Coeficientes de distribuição de momentos fletores C_{dist} .

O objetivo deste trabalho é analisar os coeficientes de distribuição de momentos fletores (C_{dist}) existentes na NBR 8800:2025 [2] e propor novos coeficientes adequados às expressões de Araújo *et al.* [3] utilizando-se vigas mistas de aço e concreto que possuem perfis VS (viga soldada) duplamente simétricos, onde a razão entre as espessuras da mesa (t_f) e da alma (t_w) seja superior a 3,5 (Característica da FLD-D) e também quando esta relação é igual ou inferior a 3,5 (Característica da FLD-S), quando sujeitas a momentos fletores negativos variados.

1.1 Teoria de Vigas Generalizada – Generalized Beam Theory (GBT)

A GBT é um método avançado de análise estrutural desenvolvido para tratar, com precisão e eficiência, o comportamento de estruturas de parede fina, comumente utilizadas nas indústrias da construção civil, automotiva, aeroespacial e naval. Devido à esbelteza de suas seções transversais, estas estruturas estão sujeitas a fenômenos complexos, como deformações locais, distorcionais e globais, que afetam significativamente o seu comportamento estrutural e devem ser adequadamente considerados no projeto. Nestas condições, os efeitos das distorções da seção transversal tornam-se significativos e não são capturados pelas teorias clássicas de vigas (como a teoria de Euler-Bernoulli ou Timoshenko).

Tradicionalmente, o comportamento detalhado destas estruturas só podia ser analisado com precisão por modelos de elementos finitos de casca, de alto custo computacional, ou métodos semianalíticos como o método da faixa finita. Estes métodos, embora precisos, dificultam a interpretação física dos resultados e demandam grande esforço computacional, especialmente quando há interação entre modos locais, distorcionais e globais.

A GBT surge como uma alternativa eficaz e elegante, baseada em uma formulação unidimensional, porém com capacidade de modelar deformações completas da seção transversal, tanto no plano (locais) quanto fora do plano (distorcionais). O método foi introduzido em 1966 pelo professor Richard Schardt, da Universidade Técnica de Darmstadt (Alemanha), e sistematizada em uma publicação de referência em 1989 [10]. A teoria se baseia na decomposição do campo de deslocamentos da estrutura em uma combinação linear de modos de deformação da seção transversal, os quais são previamente determinados por uma análise da seção. Cada modo está associado a um tipo de comportamento estrutural (local, global, distorcional, etc.) e está diretamente relacionado à comportamento de empenamento da seção.

A GBT atua em duas etapas principais:

1. Análise da seção transversal: onde os modos de deformação da seção são obtidos por meio de uma formulação matemática baseada na cinemática da seção. Estes modos representam como a seção se deforma em resposta às cargas aplicadas. A seção é discretizada e decomposta em modos de deformação ortogonais (rigidez global, modos locais, distorcionais e de flexão global). Cada modo representa uma forma específica de deformação da seção e está associado a uma propriedade modal.
2. Análise do elemento estrutural (membro): onde os modos são combinados com funções de forma ao longo do eixo longitudinal, resultando em um sistema de equações diferenciais de ordem reduzida. Essas equações podem ser resolvidas de forma analítica ou numérica, dependendo do problema em estudo.

A GBT reduz a dimensão do problema tridimensional para um problema unidimensional ao longo do eixo da viga, mantendo, contudo, a capacidade de capturar efeitos tridimensionais importantes. Isso torna a GBT computacionalmente mais eficiente (pois exige menos graus de liberdade) que o método dos elementos finitos para membros prismáticos esbeltos, sem sacrificar a precisão na modelagem dos efeitos distorcionais e locais.

Nos últimos anos, a GBT passou a ser empregada em diversas aplicações, como análise de flambagem linear e não linear de perfis formados a frio, estudo de vibrações e resposta dinâmica de membros delgados, análise de estruturas mistas aço-concreto e materiais laminados compósitos (FRP), incluindo situações com não linearidades geométricas e físicas.

1.2 Equações analíticas da GBT

A seguir são apresentadas as principais equações analíticas da GBT, válidas para momentos fletores uniformes ao longo da viga. A Equação 2 é a equação referente ao equilíbrio.

$$[C] \begin{Bmatrix} \phi_{LD,xxxx} \\ \phi_{L,xxxx} \end{Bmatrix} + ([D] - [E]^T - [E]) \begin{Bmatrix} \phi_{LD,xx} \\ \phi_{L,xx} \end{Bmatrix} + [B] \begin{Bmatrix} \phi_{LD} \\ \phi_L \end{Bmatrix} + \lambda_b (N_x[X_1] + M_z[X_2]) \begin{Bmatrix} \phi_{LD,xx} \\ \phi_{L,xx} \end{Bmatrix} = 0 \quad (2)$$

Sendo ϕ_{LD} , ϕ_L , $\phi(x)$ funções de aproximação dadas pelas Equações de 3 a 5.

$$\phi_{LD} = d_{LD} \phi(x) \quad (3)$$

$$\phi_L = d_L \phi(x) \quad (4)$$

$$\phi(x) = \text{sen} \left(\frac{\eta\pi x}{L} \right) \quad (5)$$

A Equação 6 é referente ao problema de autovalores.

$$\left(\begin{bmatrix} K_{11} & K_{12} \\ K_{21} & K_{22} \end{bmatrix} - \lambda_b \begin{bmatrix} G_{11} & G_{12} \\ G_{21} & G_{22} \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} d_{LD} \\ d_L \end{Bmatrix} = 0 \quad (6)$$

Sendo K_{ik} e G_{ik} dadas pelas Equações 7 e 8, respectivamente.

$$K_{ik} = C_{ik} \left(\frac{\eta\pi}{L} \right)^2 + (D_{ik} - E_{ki} - E_{ik}) + B_{ik} \left(\frac{\eta\pi}{L} \right)^{-2} \quad (7)$$

$$G_{ik} = N_x X_{1,ik} + M_z X_{2,ik} \quad (8)$$

Sendo C_{LD} , C_L , $X_{2,LD}$ e $X_{2,L}$ dados pelas Equações de 9 a 12, respectivamente.

$$C_{LD} = C_{11} = 35 Et_w \alpha^3 \beta \quad (9)$$

$$C_L = C_{22} = D_w [35 \alpha^3 \beta^3 (1 + \theta_{2L}^2) + 2(2 - 3\theta_{2L} + 2\theta_{2L}^2)] \quad (10)$$

$$X_{2,LD} = X_{2,11} = 84(1 + 5\alpha\beta) + 2b_w(8\theta_{1LD} - \theta_{2LD}) + b_w^2(1 + 35\alpha^3\beta)(\theta_{1LD}^2 - \theta_{2LD}^2) \quad (11)$$

$$X_{2,L} = X_{2,22} = -b_w^2[(1 + 35\alpha^3\beta)(\theta_{2LD}^2 - 1)] \quad (12)$$

A Equação 13 é referente à solução do problema inerente à ocorrência da simples/dupla curvatura.

$$\lambda_b = M_{c,b} = \frac{-b \pm \sqrt{b^2 - 4ac}}{2a} \quad (13)$$

Sendo a, b e c dados pelas Equações de 14 a 16, respectivamente.

$$a = G_{11}G_{22} - G_{12}G_{21} \quad (14)$$

$$b = -G_{22}K_{11} - G_{11}K_{22} + G_{12}K_{12} + G_{21}K_{21} \quad (15)$$

$$c = K_{11}K_{12} - K_{12}K_{21} \quad (16)$$

As participações modais referentes à flambagem lateral distorcional (MP_{LD}) e lateral (MP_L), são dadas pelas Equações 17 e 18, respectivamente.

$$MP_{LD}(\%) = \frac{K_{11}(K_{12} - \lambda_b G_{12})^2}{K_{11}(K_{12} - \lambda_b G_{12})^2 + K_{22}(K_{11} - \lambda_b G_{11})} \times 100 \quad (17)$$

$$MP_L(\%) = 100 - MP_{LD}(\%) \quad (18)$$

2 MATERIAIS E MÉTODOS

Para as análises realizadas neste artigo foi utilizado o software GBTUL [11] disponível em <https://sites.fct.unl.pt/gbt/pages/gbtul>. O GBTUL é um software gratuito para a análise estrutural de membros de paredes finas com base na GBT. Desenvolvido no Departamento de Engenharia Civil da Universidade NOVA de Lisboa, o programa permite realizar análises de flambagem, pós-flambagem e vibrações de perfis prismáticos, considerando os diferentes modos de deformação — globais, locais e distorcionais e suas respectivas participações na solução do problema analisado.

Para atingir os objetivos mencionados neste trabalho, as seguintes etapas foram realizadas:

- I. Desenvolvimento e validação de modelo numérico no software GBTUL, com base no estudo de referência de Amaral *et al.* [12].
- II. Definição de 12 modelos de vigas mistas aço-concreto compostas por perfis VS (vigas soldadas) duplamente simétricos, sendo 6 casos sujeitos à FLD-D e 6 à FLD-S.
- III. Aplicação da discretização validada aos modelos definidos, com a finalidade de identificar numericamente a ocorrência da FLD-D e da FLD-S, por meio do GBTUL.
- IV. Avaliação da precisão de métodos analíticos descritos na literatura, por comparação com os resultados numéricos obtidos, visando verificar a capacidade desses métodos em captar o fenômeno FLD-D e da FLD-S.
- V. Análises considerando diferentes diagramas de momentos fletores negativos, conforme propostos nos Quadros 1 e 2, para obtenção dos momentos críticos elásticos associados à FLD-D e da FLD-S.
- VI. Determinação dos coeficientes de distribuição de momentos fletores C_{dist} , associados à FLD-D e à FLD-S, por meio da razão entre os momentos críticos obtidos numericamente e os respectivos momentos fundamentais determinados pelas expressões propostas por Araújo *et al.* [3].
- VII. Trabalho estatístico dos 552 resultados determinados para o C_{dist} com proposta de equações de regressão linear múltipla capazes de prever o seu valor, evitando-se, assim, o conservadorismo ao se tabelar o menor dos valores obtidos.

2.1 Validação do modelo numérico utilizando o software GBTUL

Para fins de validação do modelo desenvolvido neste trabalho, adotou-se como referência a viga analisada por Amaral *et al.* [12], apresentada na Figura 2, juntamente com os resultados numéricos por eles obtidos. Trata-se de uma viga mista de aço e concreto com distância entre vigas paralelas de 200 cm, rigidez rotacional da viga mista igual a 528 kN.cm/rad./m, vão da viga de 1500 cm, módulo de elasticidade do aço igual a 20000 kN/cm² e coeficiente de Poisson $\nu = 0,3$.

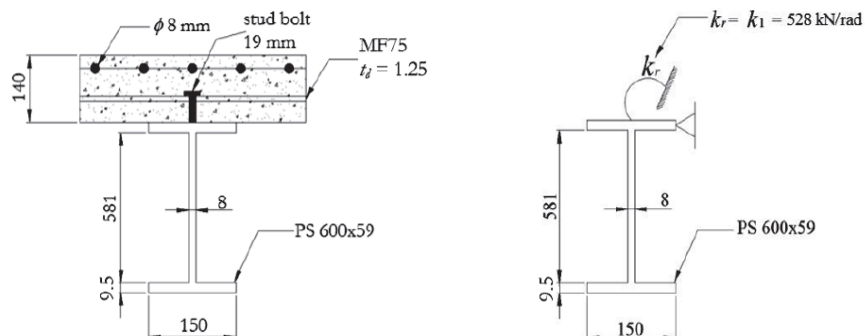


Figura 2 - Modelo de Amaral *et al.* [12] e utilizado para a validação dos modelos deste trabalho.

Este trabalho limitou-se à análise dos cenários descritos nos Quadros 1 e 2. Inicialmente, modelaram-se 46 vigas, V1 a V46, contendo os mesmos parâmetros geométricos e mecânicos adotados por Amaral *et al.* [12], com o objetivo de verificar a quantidade adequada de elementos finitos necessária para a discretização da viga considerada neste trabalho.

2.2 Modelos de vigas mistas de aço e concreto adotados no trabalho.

Neste trabalho foram adotados os modelos descritos nas Tabela 1 e 2, compostos por perfis VS (Viga Soldada) com seção transversal duplamente simétrica, módulo de elasticidade do aço igual a 20000 kN/cm² e coeficiente de Poisson $\nu = 0,30$. Foram considerados 6 modelos distintos para os casos de FLD-D e 6 para os casos de FLD-S, os quais, ao serem combinados com os diferentes cenários apresentados nos Quadros 1 e 2, resultaram em um total de 276 casos analisados para a determinação do momento crítico associado à FLD-D, mais 276 casos associados à FLD-S, gerando um total de 552 casos distintos estudados nesse trabalho. A nomenclatura proposta para as vigas segue a seguinte ordem: M - k_r - t_f - L.

Modelo	b_w (cm)	b_f (cm)	t_f (cm)	t_w (cm)	L (cm)	k_r (kN.cm/rad/m)
M-50-5-1200 (M1)	60,00	20,00	5,00	1,25	1200,00	50,00
M-150-5-1200 (M2)	60,00	20,00	5,00	1,25	1200,00	150,00
M-500-5-1200 (M3)	60,00	20,00	5,00	1,25	1200,00	500,00
M-50-5.7-1500 (M4)	60,00	20,00	5,70	1,25	1500,00	50,00
M-150-5.7-1500 (M5)	60,00	20,00	5,70	1,25	1500,00	150,00
M-500-5.7-1500 (M6)	60,00	20,00	5,70	1,25	1500,00	500,00

Tabela 1 - Descrição dos modelos adotados neste trabalho sujeitos à FLD-D.

Modelo	b_w (cm)	b_f (cm)	t_f (cm)	t_w (cm)	L (cm)	k_r (kN.cm/rad/m)
M-50-1.6-700 (M7)	60,00	20,00	1,60	1,25	700,00	50,00
M-150-1.6-700 (M8)	60,00	20,00	1,60	1,25	700,00	150,00
M-500-1.6-700 (M9)	60,00	20,00	1,60	1,25	700,00	500,00
M-50-2.5-1000 (M10)	60,00	20,00	2,50	1,25	1000,00	50,00
M-150-2.5-1000 (M11)	60,00	20,00	2,50	1,25	1000,00	150,00
M-500-2.5-1000 (M12)	60,00	20,00	2,50	1,25	1000,00	500,00

Tabela 2 - Descrição dos modelos adotados neste trabalho sujeitos à FLD-S.

Após a validação do modelo numérico e a definição da quantidade ideal de elementos finitos de barra, procedeu-se à verificação numérica da ocorrência da FLD-D e da FLD-S nos modelos apresentados nas Tabelas 1 e 2, por meio do software GBTUL [11]. A discretização da seção transversal foi realizada conforme apresentado na Figura 3, na qual os nós 1 a 6 correspondem aos nós naturais da seção, enquanto os demais representam nós intermediários.

As restrições à translação lateral, representando o impedimento ao deslocamento lateral imposto pela laje de concreto, foram aplicadas ao nó 5 da seção transversal. Já a restrição à rotação da mesa superior, correspondente à rigidez rotacional simulada por uma mola elástica, foi imposta ao nó 2. A aplicação dessas restrições resultou nos principais modos de flambagem observados na Figura 4.

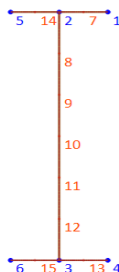


Figura 3 - Discretização utilizada nas seções transversais adotadas.

2.3 Aderência dos métodos analíticos aos resultados numéricos e determinação do C_{dist}

As formulações analíticas revisadas na literatura, correspondente aos autores [3, 4, 5, 6 e 7], foram originalmente desenvolvidas para estimar o momento crítico elástico associado à FLD-S em vigas submetidas a momentos fletores negativos uniformes. Dentre essas metodologias, destaca-se a proposta por Araújo *et al.* [2], que, apesar de também considerar regiões de momento negativo uniforme, possui a capacidade de capturar os efeitos relacionados à ocorrência da FLD-D no perfil de aço, onde há uma combinação dos modos 4 e 6 demonstrados na Figura 4.

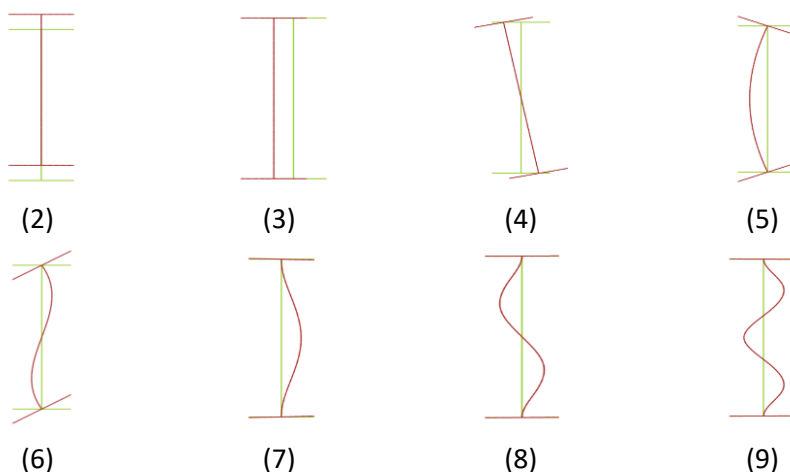


Figura 4 – Principais modos de flambagem associados à deformações verificadas pela GBT.

Na sequência, realizou-se a análise da aderência dos métodos analíticos apresentados na introdução aos resultados obtidos numericamente, com o intuito de avaliar sua acurácia na determinação da FLD-D, bem como a viabilidade de aplicação dos coeficientes de distribuição de momentos fletores C_{dist} tabelados na ABNT NBR 8800:2025 [2], a estes métodos. Para tal, os modelos descritos nas Tabelas 1 e 2 foram submetidos a diferentes diagramas de momentos fletores negativos, conforme especificado nos Quadros 1 e 2. Utilizando o software GBTUL, foram determinados numericamente os momentos críticos elásticos associados à FLD-D e à FLD-S e os seus respectivos C_{dist} , conforme a Equação 19.

$$C_{dist.num} = \frac{M_{cr.num}}{M_{c,b}} \quad (19)$$

Sendo $C_{dist.num}$ o coeficiente de distribuição de momentos fletores, resultado da divisão do momento crítico ($M_{cr.num}$), determinado de forma numérica através do GBTUL considerando-se os diversos cenários dos Quadros 1 e 2, pelas expressões propostas por Araújo *et al.* [3] ($M_{c,b}$), o qual é capaz de determinar somente os momentos críticos associados à FLD-D e à FLD-S em regiões de momento negativo uniforme.

3 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A Figura 5 traz os resultados da comparação entre os momentos críticos elásticos obtidos por Amaral *et al.* [12] e aqueles determinados numericamente no presente trabalho, com discretizações de 10, 30 e 40 elementos finitos de barra, denominadas N.E.F.10, N.E.F.30 e N.E.F.40, respectivamente. Nestes gráficos, a viga proposta por Amaral *et al.* [12], aliada à combinação dos cenários dos Quadros 1 e 2, ficou evidenciado que V1 a V9 (diagrama 1), V10 a V18 (diagrama 2), V19 a V27 (diagrama 3), V28 a V36 (diagrama 4), V37 a V41 (diagrama 5) e V42 a V46 (diagrama 6).

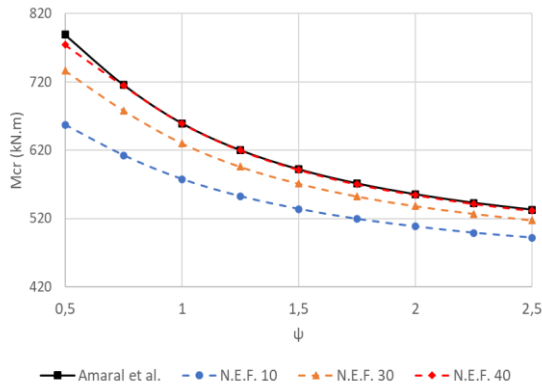


Diagrama 1

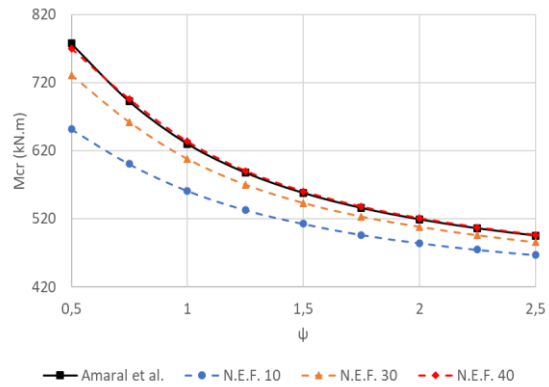


Diagrama 2

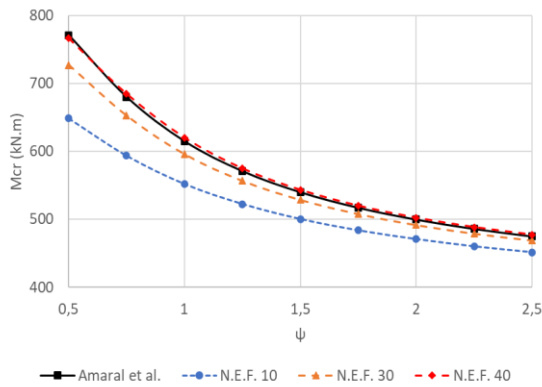


Diagrama 3

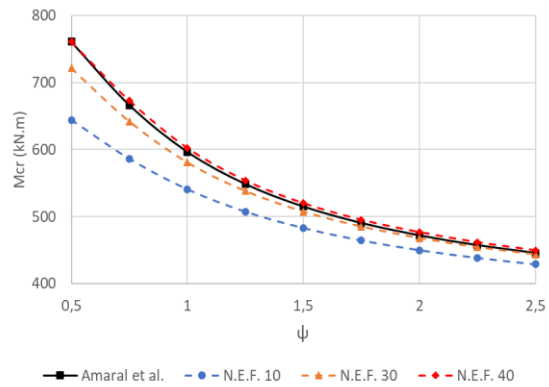


Diagrama 4

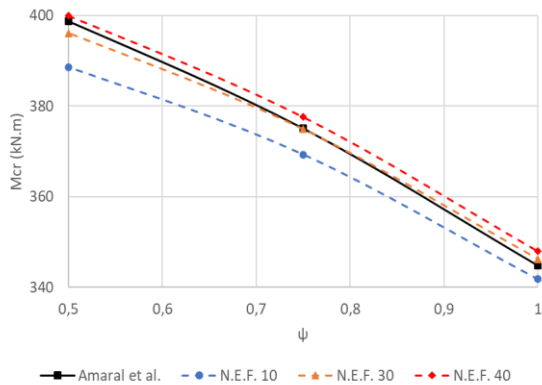


Diagrama 5

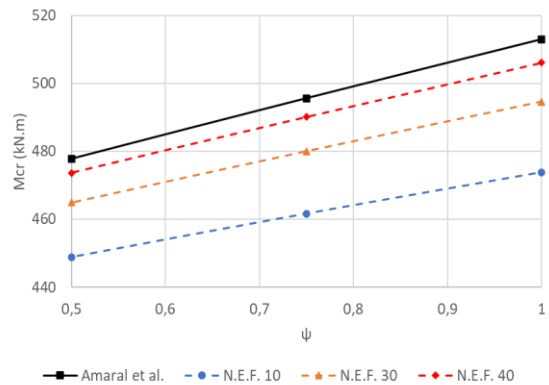


Diagrama 6

Figura 5 - Comparativos dos momentos críticos obtidos por Amaral *et al.* [12] e os obtidos a partir da modelagem no GBTUL: (a) V1 a V9, (b) V10 a V18, (c) V19 a V27, (d) V28 a V36, (e) V37 a V41 e (f) V42 a V46.

Com base nesse estudo e a partir da análise gráfica dos resultados apresentados na Figura 5, ficou claro que a discretização com 40 elementos finitos resultou em uma melhor concordância com os valores de referência obtidos por Amaral *et al.* [12]. Nesse sentido, adotou-se a discretização com 40 elementos

finitos para os modelos estruturais descritos nas Tabelas 1 e 2, conforme modelo discretizado no GBTUL e demonstrado na Figura 6 (a). Já a Figura 6 (b) mostra o modo de instabilidade do tipo FLD-D, resultante da aplicação de um momento concentrados na extremidade esquerda. A Figura 6 (c) apresenta a seção transversal da mesma viga evidenciando a dupla curvatura.



Figura 6 - (a) Viga discretizada no GBTUL contendo 40 elementos finitos de barra, carga distribuída de 0,01 kN/cm ao longo do vão e momento concentrado na extremidade esquerda de 1406 kN.cm, (b) Vista 3D de uma viga sujeita à FLD-D e (c) seção transversal da mesma viga com visualização da dupla curvatura.

A Tabela 3 apresenta os resultados obtidos no presente estudo levando-se em consideração as metodologias estudadas pelos diferentes autores citados na introdução, cuja tendência geral pode ser visualizada com maior clareza no gráfico da Figura 7. Observa-se, a partir da análise comparativa, uma excelente concordância entre os resultados numéricos fornecidos pelo GBTUL e aqueles estimados pela metodologia proposta por Araújo *et al.* [12], demonstrando sua efetividade na representação do fenômeno da FLD-D.

Modelo	M_{cr} (kN.m)						
	(a)	(b)	(c)	(d)	(e)	(f) ¹	(GBTUL) ¹
M-50-5-1200 (M1)	3.411,61	3.411,61	3.411,21	1.906,13	3.555,40	3.055,21	2.694,55
M-150-5-1200 (M2)	3.781,02	3.781,02	3.779,41	2.495,96	3.555,40	3.022,94	2.865,57
M-500-5-1200 (M3)	4.085,91	4.085,91	4.084,30	3.913,78	3.555,40	3.180,29	3.160,07
M-50-5.7-1500 (M4)	4.388,08	4.388,08	4.387,05	1.996,31	3.927,14	3.713,21	3.200,43
M-150-5.7-1500 (M5)	4.791,83	4.791,83	4.790,80	2.635,39	3.927,14	3.698,78	3.474,44
M-500-5.7-1500 (M6)	5.268,22	5.268,22	5.267,19	4.159,98	3.927,14	3.731,71	3.657,30

1 – Resultados associados à FLD-D.

Tabela 3 - Resultados analíticos: (a) Hanswille I.G. [4], (b) Dias *et al.* [6], (c) NBR 8800:2025 [2], (d) Roik *et al.* [7], (e) Zhou *et al.* [6], (f) Araújo *et al.* [12] e (g) numericamente através do GBTUL [11].

É notório que resultados obtidos pelos demais autores não apresentaram boa aderência aos resultados numéricos obtidos neste trabalho, podendo-se concluir que não são apropriados para análises relativas ao momento crítico associado à FLD-D, levando a valores, em sua maioria, superiores aos determinados em situação de dupla curvatura.

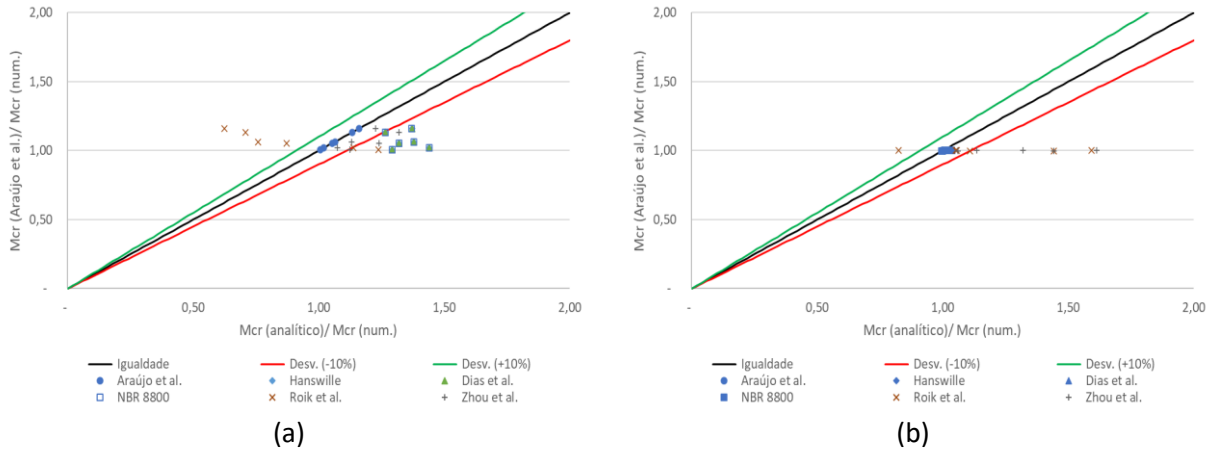


Figura 7 - Gráfico de aderência dos resultados fornecidos pelos autores da Tabela 4 normalizados pelos valores determinados numericamente através do GBTUL. (a) FLD-D e (b) FLD-S.

Verifica-se uma boa concordância entre os resultados apresentados por Araújo *et al.* [3], Hanswille [4], Dias *et al.* [6] e pela norma NBR 8800:2025 [2] aos casos de FLD-S. Já os para resultados numéricos referentes à FLD-D, não se verificou aderência aos resultados de nenhum dos autores, exceto àqueles apresentados através das expressões propostas por Araújo *et al.* [3].

3.1 Coeficientes de distribuição de momentos fletores propostos

As Tabelas 5 a 10 apresentam os coeficientes de distribuição de momentos fletores C_{dist} obtidos para os 552 casos analisados, calculados com base na aplicação da Equação 19, conforme descrito no tópico 2.

ψ	C_{dist} (FLD-D)						C_{dist} (FLD-S)					
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12
0,50	2,50	2,54	2,43	2,25	2,28	2,29	4,46	3,01	2,27	3,64	3,04	2,67
0,75	2,42	2,49	2,43	2,02	2,08	2,13	4,70	3,24	2,49	3,47	3,00	2,73
1,00	2,16	2,26	2,24	1,81	1,88	1,95	4,36	3,09	2,44	3,05	2,73	2,55
1,25	1,97	2,08	2,08	1,67	1,74	1,82	3,93	2,86	2,31	2,70	2,48	2,36
1,50	1,82	1,94	1,96	1,57	1,65	1,72	3,55	2,65	2,17	2,45	2,30	2,22
1,75	1,72	1,84	1,87	1,50	1,58	1,66	3,25	2,48	2,06	2,27	2,16	2,11
2,00	1,65	1,77	1,80	1,44	1,53	1,61	3,02	2,35	1,97	2,13	2,06	2,02
2,25	1,59	1,71	1,75	1,40	1,49	1,57	2,84	2,24	1,90	2,03	1,98	1,95
2,50	1,54	1,67	1,71	1,37	1,45	1,53	2,70	2,15	1,84	1,95	1,91	1,90

Tabela 4 - Coeficientes C_{dist} determinados para o Diagrama 1.

ψ	C_{dist} (FLD-D)						C_{dist} (FLD-S)					
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12
0,50	2,54	2,59	2,49	2,23	2,27	2,29	4,56	3,09	2,34	3,67	3,08	2,72
0,75	2,34	2,43	2,39	1,95	2,02	2,07	4,61	3,23	2,51	3,34	2,93	2,70

1,00	2,04	2,16	2,15	1,72	1,80	1,87	4,06	2,96	2,38	2,83	2,58	2,45
1,25	1,83	1,95	1,97	1,57	1,65	1,73	3,47	2,65	2,19	2,45	2,30	2,23
1,50	1,69	1,81	1,84	1,47	1,55	1,63	3,02	2,40	2,02	2,19	2,10	2,06
1,75	1,58	1,71	1,74	1,40	1,48	1,56	2,68	2,21	1,88	2,01	1,96	1,93
2,00	1,51	1,63	1,67	1,35	1,43	1,51	2,44	2,06	1,78	1,88	1,85	1,84
2,25	1,45	1,57	1,62	1,31	1,39	1,47	2,26	1,95	1,70	1,78	1,77	1,76
2,50	1,40	1,53	1,57	1,28	1,35	1,43	2,13	1,87	1,64	1,71	1,71	1,70

Tabela 5 – Coeficientes C_{dist} determinados para o Diagrama 2.

ψ	C_{dist} (FLD-D)						C_{dist} (FLD-S)					
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12
0,50	2,54	2,60	2,50	2,22	2,26	2,28	4,56	3,11	2,36	3,65	3,08	2,74
0,75	2,29	2,39	2,35	1,91	1,98	2,04	4,48	3,18	2,50	3,24	2,88	2,67
1,00	1,98	2,10	2,10	1,68	1,76	1,83	3,79	2,86	2,33	2,70	2,50	2,39
1,25	1,76	1,89	1,91	1,53	1,61	1,68	3,13	2,51	2,11	2,31	2,20	2,14
1,50	1,61	1,74	1,77	1,42	1,50	1,58	2,64	2,24	1,92	2,05	1,99	1,95
1,75	1,51	1,63	1,67	1,35	1,43	1,51	2,30	2,04	1,78	1,88	1,83	1,81
2,00	1,43	1,55	1,60	1,30	1,38	1,45	2,08	1,90	1,67	1,75	1,72	1,71
2,25	1,37	1,49	1,54	1,26	1,33	1,41	1,92	1,79	1,59	1,66	1,64	1,63
2,50	1,33	1,44	1,49	1,22	1,30	1,38	1,81	1,71	1,53	1,59	1,57	1,57

Tabela 6 – Coeficientes C_{dist} determinados para o Diagrama 3.

ψ	C_{dist} (FLD-D)						C_{dist} (FLD-S)					
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12
0,50	2,43	2,50	2,43	2,11	2,17	2,21	4,36	3,01	2,31	3,47	2,98	2,68
0,75	2,13	2,26	2,26	1,81	1,90	1,97	4,04	2,98	2,40	2,99	2,75	2,59
1,00	1,86	2,00	2,03	1,60	1,69	1,77	3,24	2,62	2,24	2,49	2,39	2,26
1,25	1,68	1,80	1,82	1,46	1,55	1,62	2,56	2,27	1,99	2,15	2,00	1,95
1,50	1,53	1,62	1,66	1,37	1,45	1,52	2,13	1,99	1,76	1,91	1,76	1,73
1,75	1,40	1,50	1,54	1,30	1,38	1,44	1,87	1,80	1,61	1,74	1,61	1,59
2,00	1,32	1,41	1,41	1,24	1,32	1,38	1,71	1,66	1,51	1,62	1,51	1,50
2,25	1,26	1,35	1,40	1,19	1,27	1,33	1,59	1,56	1,43	1,54	1,43	1,43
2,50	1,21	1,30	1,35	1,15	1,24	1,29	1,51	1,49	1,38	1,47	1,37	1,37

Tabela 7 – Coeficientes C_{dist} determinados para o Diagrama 4.

ψ	C_{dist} (FLD-D)						C_{dist} (FLD-S)					
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12
0,00	1,16	1,29	1,34	1,10	1,17	1,25	1,66	1,47	1,33	1,36	1,41	1,43
0,25	1,10	1,22	1,27	1,05	1,12	1,19	1,47	1,36	1,24	1,27	1,32	1,34
0,50	1,04	1,15	1,20	1,00	1,07	1,14	1,29	1,24	1,17	1,18	1,23	1,24

0,75	0,97	1,06	1,11	0,94	1,01	1,07	1,14	1,13	1,09	1,10	1,12	1,12
1,00	0,88	0,95	0,99	0,86	0,94	0,98	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00

Tabela 8 - Coeficientes C_{dist} determinados para o Diagrama 5.

ψ	C_{dist} (FLD-D)						C_{dist} (FLD-S)					
	M1	M2	M3	M4	M5	M6	M7	M8	M9	M10	M11	M12
0,00	1,16	1,29	1,34	1,10	1,17	1,25	1,66	1,47	1,33	1,36	1,41	1,43
0,25	1,22	1,35	1,40	1,14	1,22	1,30	1,85	1,59	1,41	1,45	1,49	1,52
0,50	1,28	1,41	1,46	1,19	1,27	1,35	2,04	1,70	1,50	1,55	1,58	1,60
0,75	1,34	1,47	1,52	1,23	1,31	1,39	2,24	1,82	1,58	1,65	1,66	1,67
1,00	1,41	1,53	1,58	1,27	1,36	1,44	2,44	1,94	1,66	1,76	1,74	1,75

Tabela 9 - Coeficientes C_{dist} determinados para o Diagrama 6.

A Figura 8 traz uma representação gráfica dos dados contidos nas Tabelas 4 a 9, permitindo uma visualização mais clara das tendências observadas. Nota-se que os modelos de vigas adotados neste estudo, conforme descrito nas Tabela 1 e 2 e caracterizados pela predominância da FLD-D e FLD-S, respectivamente, resultaram em valores do coeficiente de distribuição de momentos fletores C_{dist} , em alguns casos, inferiores àqueles recomendados pela NBR 8800:2025 [2].

Para evitar um dimensionamento excessivamente conservador, decorrente da adoção do menor valor de C_{dist} entre os apresentados nas Tabelas 4 a 9, realizou-se uma análise estatística para cada conjunto de dados. Essa análise resultou na formulação de equações de regressão linear múltipla (Equações 20 a 25) para a estimativa de C_{dist} , associando uma equação a cada diagrama de momento fletor avaliado (isto é, $C_{dist,1}$ para o Diagrama 1, $C_{dist,2}$ para o Diagrama 2, e assim por diante). A acurácia das estimativas fornecidas por essas equações é avaliada nas Figuras 9 e 10, as quais apresentam os valores dos momentos críticos numéricos (eixo das ordenadas) pelos momentos determinados através das expressões propostas por Araújo *et al.* [3] (eixo das abscissas), normalizados pela razão entre os respectivos momentos de início de plastificação das seções, considerando-se uma tensão de escoamento do aço igual a 345 MPa.

As equações de regressão linear múltipla (Equações de 20 a 25) foram obtidas através da utilização do software Sisdea. Trata-se de um software comercial que proporciona uma gama de técnicas matemáticas e estatísticas, incluindo inferência estatística, regressão linear, regressão não linear, análise de envoltória de dados (DEA) e redes neurais artificiais. Todas as equações propostas, após o tratamento estatístico, apresentaram coeficiente de correlação superior a 0,9 e desvio padrão inferior a 0,03 e 0,05 para os casos de FLD-D e FLD-S, respectivamente.

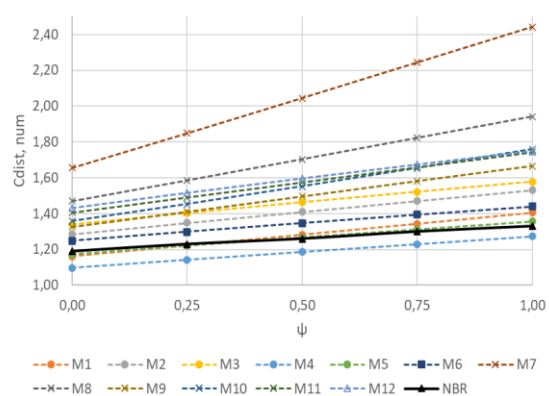
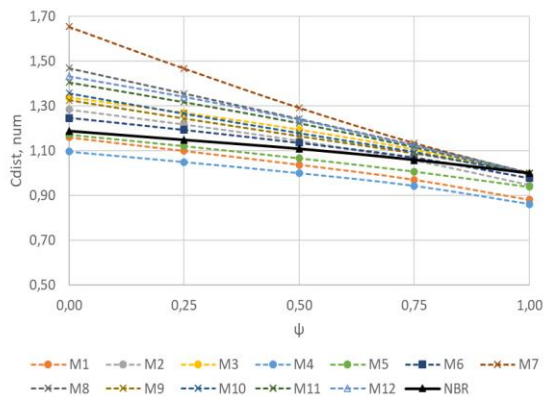
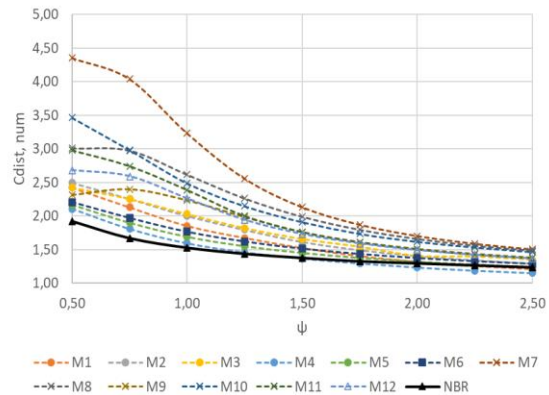
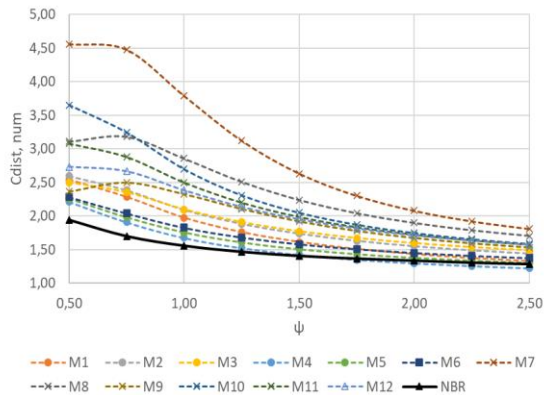
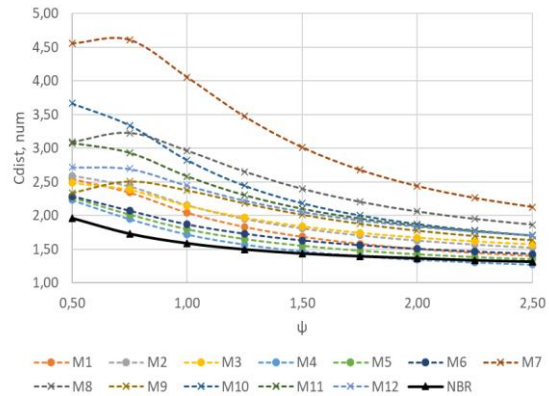
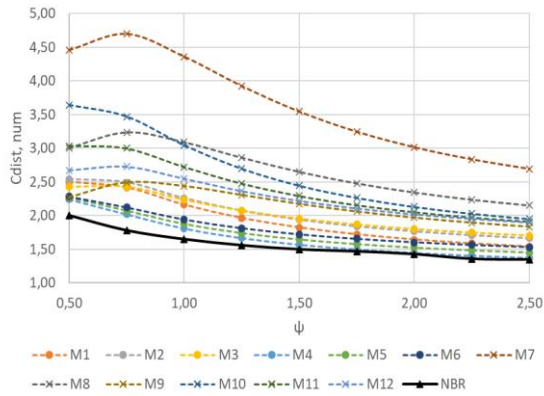


Figura 8 - Gráficos comparativos entre os coeficientes C_{dist} determinados neste trabalho e os fornecidos pela NBR 8800:2024 [2] para os diversos diagramas de momento fletores. Pontos nos gráficos com círculo hachurado (casos de FLD-D) e com "x" (casos de FLD-S).

$$C_{dist.1} = \begin{cases} e^{\left[1,279 - 0,216\psi - 0,000213L + \frac{20,757}{k_r}\right]}, & se \ t_f/t_w \leq 3,5 \\ e^{\left[3,193 - 0,555 \ln(\psi) - 0,000819L - \frac{7,132}{k_r}\right]}, & se \ t_f/t_w > 3,5 \end{cases} \quad (20)$$

$$C_{dist.2} = \begin{cases} e^{\left[1,222 - 0,282\psi - 0,000105L + \frac{16,433}{k_r}\right]}, & se \ t_f/t_w \leq 3,5 \\ e^{\left[1,027 - 0,347 \ln(\psi) - 0,000423L + 0,039 \ln(k_r)\right]}, & se \ t_f/t_w > 3,5 \end{cases} \quad (21)$$

$$C_{dist.3} = \begin{cases} e^{\left[1,884 - 0,337\psi - 0,000159L - 0,089 \ln(k_r)\right]}, & se \ t_f/t_w \leq 3,5 \\ e^{\left[0,966 - 0,377 \ln(\psi) - 0,000401L + 0,0407 \ln(k_r)\right]}, & se \ t_f/t_w > 3,5 \end{cases} \quad (22)$$

$$C_{dist.4} = \begin{cases} \left(0,142 + 0,194\psi + 0,0000654L + 0,000134k_r\right)^{-1}, & se \ t_f/t_w \leq 3,5 \\ e^{\left[1,055 - 0,389 \ln(\psi) - 0,000318L - \frac{4,909}{k_r}\right]}, & se \ t_f/t_w > 3,5 \end{cases} \quad (23)$$

$$C_{dist.5} = \begin{cases} 1,5 - 0,422\psi - 0,0000661L - \frac{1,562}{k_r}, & se \ t_f/t_w \leq 3,5 \\ e^{\left[0,533 - 0,244\psi - 0,00019L - \frac{7,284}{k_r}\right]}, & se \ t_f/t_w > 3,5 \end{cases} \quad (24)$$

$$C_{dist.6} = \begin{cases} \left(0,571 - 0,139\psi + 0,000166L + 0,00616 \ln(k_r)\right)^{-1}, & se \ t_f/t_w \leq 3,5 \\ \left(0,471 - 0,121\psi + 0,000221L + \frac{5,302}{k_r}\right)^{-1}, & se \ t_f/t_w > 3,5 \end{cases} \quad (25)$$

O gráfico da Figuras 9 traz os resultados obtidos a partir das expressões propostas por Araújo *et al.* [3], aos quais foram aplicados os coeficientes C_{dist} dos Quadros 1 e 2, normalizados pelo respectivo momento de plastificação, já descrito anteriormente. Nota-se que os resultados das expressões propostas por Araújo *et al.* [3], aliadas aos coeficientes de distribuição de momentos fletores dos Quadro 1 e 2, fornecem valores de momentos críticos superiores aos determinados de forma numérica para a FLD-D. Já o gráfico da Figura 10 foi elaborado a partir da aplicação das equações 20 a 25 para a determinação dos coeficientes de distribuição de momentos fletores e posterior inserção nos resultados das expressões propostas por Araújo *et al.* [3] para o cálculo do momento crítico à FLD-D e à FLD-S relacionados aos diferentes cenários dos Quadros 1 e 2. Os resultados obtidos demonstraram uma melhor aderência aos resultados numéricos.

Uma observação pertinente é que as expressões propostas para a determinação do C_{dist} são limitadas a vigas mistas de aço e concreto com vãos entre 7,00 m e 10,0 m com relação $t_f/t_w \leq 3,5$ e vãos superiores a 12,0 m com relação $t_f/t_w > 3,5$, para os casos de FLD-S e FLD-D, respectivamente.

Uma análise dos dados dos gráficos das Figuras 9 (a) e 9 (b), demonstrou que a aplicação dos coeficientes dos Quadros 1 e 2 aos resultados propostos pelas expressões de Araújo *et al.* [3], resultaram em uma

diferença máxima em relação aos valores numéricos, em termos percentuais, de 28,84 % e 62,50 % para FLD-D e FLD-S, respectivamente. Sendo os desvios padrões identificados, nestas mesmas circunstâncias, iguais a 0,10 e 0,14.

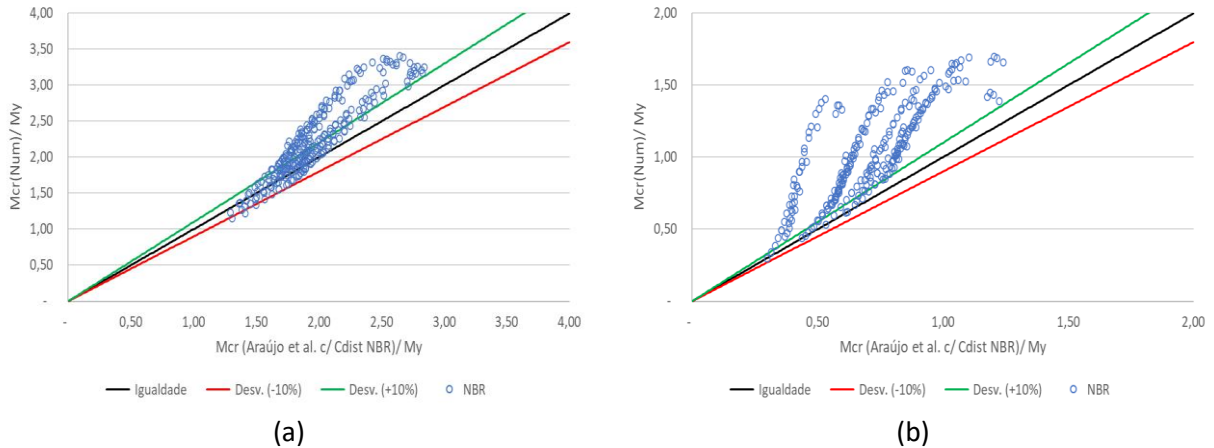


Figura 9 - Gráfico de aderência dos resultados fornecidos pelas expressões propostas por Araújo *et al.* [3], com aplicação dos coeficientes dos Quadros 1 e 2, ao momento crítico numérico, ambos normalizados pelo momento de início de plastificação. (a) FLD-D e (b) FLD-S.

Por outro lado, uma análise dos dados dos gráficos das Figuras 10 (a) e 10 (b), demonstrou que a aplicação dos coeficientes obtidos através das Equações 20 a 25 aos resultados propostos pelas expressões de Araújo *et al.* [3], resultaram em uma diferença máxima em relação aos valores numéricos, em termos percentuais, de 7,69 % e 27,96 % para FLD-D e FLD-S, respectivamente. Sendo os desvios padrões identificados, nestas mesmas circunstâncias, iguais a 0,03 e 0,10.

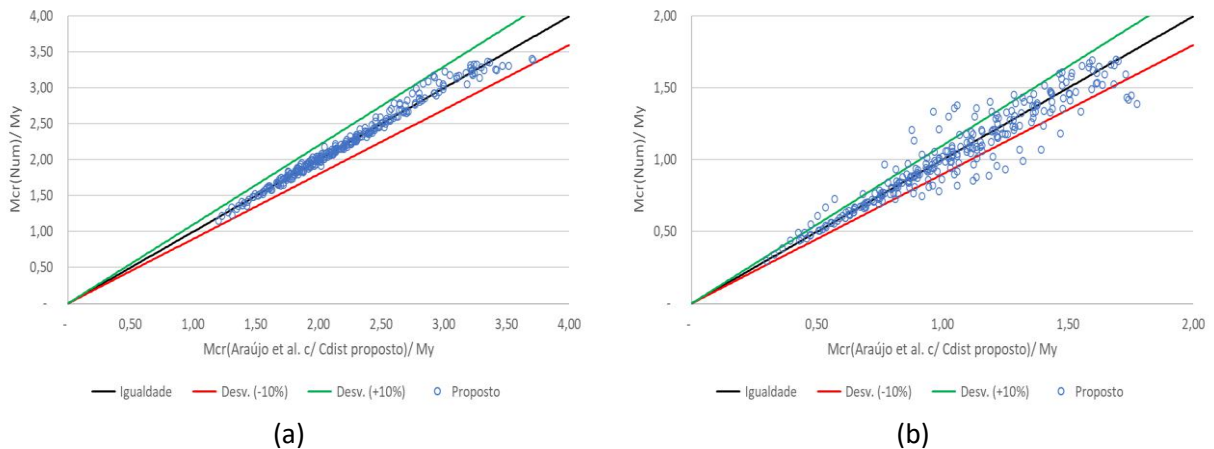


Figura 10 - Gráfico de aderência dos resultados fornecidos pelas expressões propostas por Araújo *et al.* [3], com aplicação do C_{dist} fornecidos pelas Equações 20 a 25, ao momento crítico numérico, ambos normalizados pelo momento de plastificação. (a) FLD-D e (b) FLD-S.

4 CONCLUSÃO

A presente pesquisa demonstrou que os coeficientes de distribuição de momentos fletores (C_{dist}) fornecidos pela NBR 8800:2025 [2] não representam adequadamente os efeitos da flambagem lateral com distorção associada à FLD-D em vigas mistas de aço e concreto com razão $t_f/t_w \geq 3,5$. Através de simulações numéricas utilizando o GBTUL, foi possível identificar a ocorrência do fenômeno de FLD-D em diversos cenários de carregamento, além de calcular os momentos críticos elásticos com maior precisão. A comparação entre os resultados obtidos e as metodologias analíticas existentes revelou que apenas o modelo de Araújo et al. (2022) é eficaz na representação da FLD-D, porém limitado a regiões de momento negativo uniforme.

Com base nestes resultados, foram propostos novos coeficientes C_{dist} calibrados numericamente para seis tipos de diagramas de momentos fletores negativos, os quais demonstraram diferenças significativas em relação aos coeficientes da norma. Adicionalmente, foram desenvolvidas equações de regressão com alta acurácia para estimativa dos coeficientes C_{dist} em função de variáveis como o vão da viga, rigidez rotacional da laje e razão de carregamento ψ .

Os resultados apresentados contribuem significativamente para o aprimoramento do dimensionamento de vigas mistas submetidas a momentos negativos variáveis, especialmente em situações críticas de instabilidade com dupla curvatura. As expressões propostas são aplicáveis a perfis com a relação $t_f/t_w \geq 3,50$ e vãos superiores a 12,00 m, oferecendo uma alternativa mais realista e segura ao projeto de estruturas mistas. Recomenda-se que estudos futuros ampliem a base de dados numéricos com modelos experimentais e verifiquem a aplicabilidade das equações propostas a diferentes condições de contorno e tipos de seções transversais.

REFERÊNCIAS

- 1 Dietrich, M.; Calenzani, A. F. G.; Fakury, R. H. Analysis of rotational stiffness of steel-concrete composite beams for lateral-torsional buckling. *Engineering Structures*, v. 198, 2019.
- 2 Associação brasileira de normas técnicas. NBR 8800: Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios. 2025.
- 3 Araujo, H.; Andrade JR, C.; Basaglia, C.; Camotim, D. Lateral-distortional buckling of steel-concrete composite beams: Kinematics, constrained-mode GBT and analytical formulae. *Journal of Constructional Steel Research*. Vol. 192, 2022.
- 4 Hanswille, G.; Lindner, J.; Münich, D. Zum Biegedrillknicken von Verbundträgern. *Stahlbau*, v. 87, n. 11, p. 1121-1132, 1998.
- 5 Zhou, W.; Li, S.; Yan, W. Practical formulas towards distortional buckling failure analysis for steel-concrete composite beams. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, 2016.
- 6 Dias, J. V. F.; Oliveira, J. P. S.; Calenzani, A. F. G.; Fakury, R. H. Elastic Critical Moment of Lateral-Distortional Buckling of Steel-Concrete Composite Beams under Uniform Hogging Moment. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, v. 19, n. 7, 2019.
- 7 Roik, K.; Hanswille, G.; Kina, J. Zur Frage des Biegedrillknickens bei Verbundträgern. *Stahlbau*, v. 59, n. 11, p. 327-333, 1990.
- 8 Rossi, A.; Nicoletti, R.S.; De Souza, A.S.C.; Martins, C.H. – “Lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams: a review”, *Structures*, Vol. 27, Outubro, 2020, p. 1299-1312.

- 9 Silvestre, N. – “Distortional mechanics of restrained steel sections”, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 66, nº 7, 2010, p. 873-884.
- 10 Mittelstedt, C. – Generalized beam theory for the analysis of thin-walled structures—A state-of-the-art survey. Thin-Walled Structures, v. 200, July 2024.
- 11 Bebiano, R.; Camotim, D.; Gonçalves, R. GBTUL 2.0 – A second-generation code for the GBT-based buckling and vibration analysis of thin-walled members. Thin-Walled Structures, v. 124, n. December 2017, p. 235-257, 2018.
- 12 Amaral, T. V.; Oliveira, J. P. S.; Calenzani, A. F. G.; Teixeira, F. B. Lateral distortional buckling of continuous steel-concrete composite beam. IBRACON Structures and Materials Journal, v. 11, n. 4, p.719–756, 2018.