

INVESTIGAÇÃO DA FLAMBAGEM LATERAL COM DISTORÇÃO EM VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM LAJES ALVEOLARES

A. ROSSI¹, R.S. NICOLETTI², A.S.C. SOUZA³, C.H. MARTINS⁴

Universidade Federal de São Carlos (UFSCar)^{1,2,3}, Universidade Estadual de Maringá (UEM)⁴

<https://orcid.org/0000-0001-9590-1554>

alexandre-rossi@hotmail.com

Submetido 29/05/2020 - Aceito 05/02/2021

DOI: 10.15628/holos.2022.10284

RESUMO

As estruturas mistas têm como principal atrativo a capacidade de explorar as melhores características dos materiais aço e concreto. Essas estruturas apresentam um excelente desempenho estrutural, precisão geométrica e baixíssimo desperdício em obra. Além disso, a utilização de vigas mistas de aço e concreto com lajes alveolares pré-fabricadas favorece o processo de industrialização do setor da construção civil, além de possibilitar maior agilidade na execução e diminuição drástica da quantidade de entulho gerado em obra. Quando as vigas mistas de aço e concreto são solicitadas a momento fletor negativo, em regiões de continuidade, a laje de concreto se encontra tracionada e o perfil de aço comprimido, situação não ideal na utilização de vigas mistas de aço e concreto. Assim, o perfil de aço está sujeito a fenômenos de estabilidade. Dentre os modos de estabilidade que são

verificados no perfil de aço tem-se a Flambagem Lateral com Distorção (FLD), a Flambagem Local da Mesa (FLM) e a Flambagem Local da Alma (FLA). Se tratando da FLD, os procedimentos normativos e os trabalhos presentes na literatura mostram que esse fenômeno ainda não se encontra totalmente esclarecido. Além disso, nenhuma investigação foi desenvolvida considerando-se a utilização de lajes alveolares pré-fabricadas. Nesse contexto, com o objetivo de investigar esse fenômeno, esse trabalho apresenta um estudo numérico, desenvolvido com o *software* ABAQUS, em vigas mistas com lajes alveolares sob ação de momento fletor negativo. Os resultados foram comparados com procedimentos analítico. Verificou-se situação conservadora para todos os procedimentos estudados.

PALAVRAS-CHAVE: Vigas mistas de aço e concreto; Momento fletor negativo; Flambagem lateral com distorção.

ASSESSMENT OF LATERAL DISTORTIONAL BUCKLING IN STEEL-CONCRETE COMPOSITE BEAMS WITH HOLLOW CORE SLABS

ABSTRACT

The main attractive features of composite structures are the ability to explore the best characteristics of the steel and concrete material. These structures have an excellent structural performance, geometric precision and very low waste in civil construction work. In addition, the use of steel-concrete composite beams with hollow core slabs favors the industrialization process of the civil construction sector, in addition to allowing greater agility in the execution and drastic reduction in the amount of debris generated on site. When steel-concrete composite beams are requested at a negative hogging moment, in continuity regions, the concrete slab lies in traction and the steel profile in compression, which is not ideal in the use of steel-concrete composite beams. Thus, the steel profile is subject to stability phenomena. Among the

stability modes that are verified in the steel profile there are the lateral distortional buckling (LDB), the flange local buckling (FLB) and the web local buckling (WLB). In the case of LDB, the standard procedures and the literature review show that this phenomenon is not yet fully understood. Furthermore, no investigation has been carried out considering the use of hollow core slabs. In this context, in order to investigate this phenomenon, this work presents a numerical study, developed with the *ABAQUS software*, in composite beams with hollow core slabs under the action of negative hogging moment. The results were compared with analytical procedures. It was found a conservative situation for all the procedures studied.

KEYWORDS: Steel-concrete composite beams; Negative hogging moment; Lateral distortional buckling.



1 INTRODUÇÃO

Os primeiros elementos mistos de aço e concreto utilizados na construção civil foram as vigas mistas. No princípio, os perfis eram envolvidos com concreto, não estrutural, a fim de aumentar a resistência dos elementos de aço à ação do fogo. Posteriormente, com a observação das vantagens dessa associação, passou-se a utilizar concreto de melhor qualidade considerando sua parcela de contribuição no aumento de resistência da viga. Portanto, pode-se afirmar que os elementos estruturais mistos de aço e concreto são compostos pela associação de um perfil de aço com um elemento de concreto estrutural. Entretanto, a garantia de que a associação desses materiais constituem um elemento misto está na caracterização do funcionamento em conjunto entre o aço e o concreto. No caso de vigas mistas, esse comportamento é obtido pela presença de conectores de cisalhamento fixados no perfil de aço. Dessa forma, é possível explorar as melhores características dos materiais aço e concreto em elementos mistos como vigas, pilares, lajes e ligações.

Devido à combinação das melhores características do material aço e do material concreto tem-se que nos últimos anos o uso de estruturas mistas de aço e concreto vem aumentando consideravelmente. De maneira geral, a crescente utilização de estruturas mistas de aço e concreto é atribuída a diversos fatores, entre os quais a necessidade cada vez maior de grandes áreas livres por pavimento, que resulta em grandes vãos. Tais necessidades estruturais podem ser vencidas facilmente com o emprego de estruturas mistas, uma vez que se verifica a redução no peso próprio da estrutura e conseqüentemente um ganho na capacidade de vãos livres, além de uma redução na altura de vigas e da edificação como um todo. Outro importante aspecto que impulsiona a utilização de estruturas mistas é o processo de industrialização da construção civil. Nesse contexto, as vigas mistas de aço e concreto compostas por perfis I de alma cheia e lajes alveolares pré-fabricadas de concreto colaboram com o processo de industrialização. A utilização dessas vigas possibilita redução dos prazos de entrega, dispensa do uso de fôrmas e escoramentos; redução no consumo de aço estrutural; aumento da precisão dimensional; aumento na rigidez da estrutura e; redução das flechas se comparada às tradicionais estruturas de aço ou concreto. Na Figura 1 é apresentada uma viga mista constituída pela associação de um perfil de aço e laje alveolar pré-fabricada. Percebe-se também na Figura 1 a presença de armaduras transversais, que assim como os conectores de cisalhamento, tem como função garantir o comportamento conjunto entre o perfil de aço e as unidades de laje alveolar. Essas armaduras transversais são posicionadas em alvéolos que passam por um processo de abertura da região superior. Posteriormente, esses alvéolos, as extremidade das unidades alveolares, e as juntas entre as unidades, são preenchidas por concreto moldado in loco, o que garante a transferência de ações horizontais através da laje e o comportamento conjunto do sistema misto.

Em geral, nas soluções estruturais, as vigas mistas são concebidas com ligações flexíveis nas suas extremidades, ou seja, biapoiadas, o que resulta em momento positivo ao longo de todo o vão e tensões de tração no perfil de aço e tensões de compressão na laje de concreto. No entanto, a utilização de ligações rígidas e semirrígidas podem trazer vantagens do ponto de vista de comportamento estrutural e no contexto econômico. Dentre as vantagens destacam-se: maiores relações entre vão/altura, para uma dada flecha admissível, devido a redução dos momentos fletores máximos; redução de vibrações no pavimento como um todo; maior resistência em situação de incêndio; maior estabilidade lateral a edificação, e por conseguinte uma redução significativa dos

deslocamentos. Entretanto, o comportamento da viga mista é afetado de forma importante, pois, passa a ocorrer tensões de tração no concreto e tensões de compressão no perfil de aço em regiões próximas aos apoios internos. Em função disso, deve se verificar a necessidade de armaduras adicionais na laje de concreto e a possibilidade de estabilidade no perfil de aço.

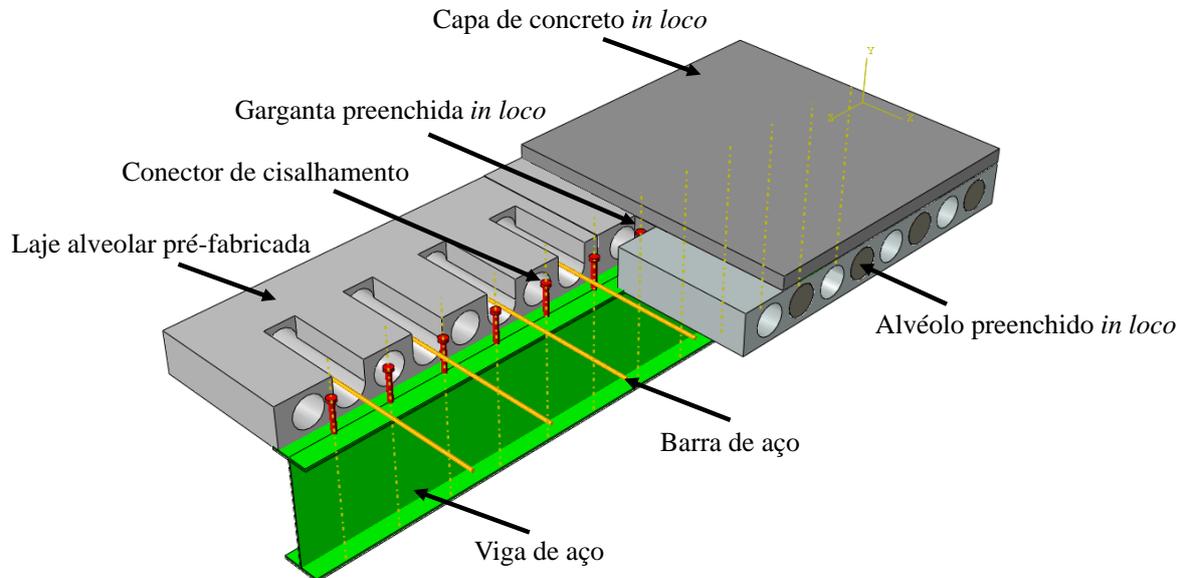


Figura 1. Viga mista com laje alveolar pré-fabricada (Os autores (2020))

No perfil de aço podem ocorrer estabilidades locais, como a Flambagem Local da Alma (FLA) e a Flambagem Local da Mesa (FLM), e uma estabilidade global, chamada de Flambagem Lateral com Distorção (FLD). A FLD é caracterizada por um deslocamento lateral (δ) acompanhado por uma rotação (θ) da mesa inferior comprimida que ocorre devido à distorção da alma, caso esta não tenha rigidez suficiente para suportar, conforme Figura 2. Esse fenômeno ocorre pelo fato da mesa superior tracionada estar totalmente impedida de se deslocar lateralmente pela laje de concreto.

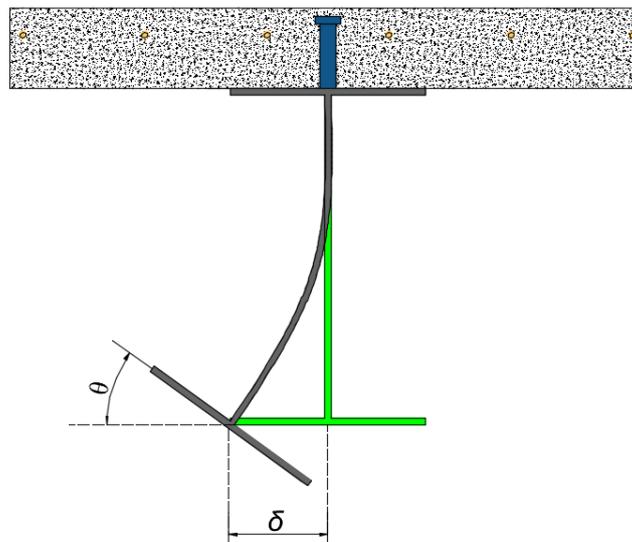


Figura 2. Flambagem lateral com distorção (Os autores (2020))

A FLD é um fenômeno de complexa investigação e experimentação. Logo, os estudos que buscam o entendimento dos fenômenos de estabilidade em vigas mistas de aço e concreto são escassos. Assim sendo, embora por um lado os fenômenos de estabilidade em vigas unicamente de aço tenham sido mais estudados, e que os códigos normativos de projeto de estruturas de aço forneçam métodos mais consolidados, têm-se, por outro lado, que os fenômenos de estabilidade em vigas mistas de aço e concreto ainda necessitam de mais pesquisa na engenharia estrutural, e são muito menos documentados. Portanto, o objetivo desse artigo é investigar o comportamento a FLD de vigas mistas de aço e concreto com lajes alveolares pré-fabricadas. Para isso foram desenvolvidas análises numéricas com o *software* ABAQUS. Foi analisada a influência sobre a capacidade resistente à FLD dos seguintes parâmetros: seção transversal do perfil, comprimento do vão da viga e a presença de armadura longitudinal. As vigas foram submetidas à uma distribuição uniforme de momento fletor negativo. Os resultados foram comparados com os procedimentos normativos vigentes (EN 1994-1-1-2004, AISC 360-16 e AASHTO 2017, AS4100:1998-R2016 e AS/NZS2327-2017, ABNT NBR 8800: 2008) e propostas analíticas encontradas na literatura.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A combinação do uso de lajes alveolares pré-fabricadas com a estrutura metálica une dois processos com tecnologia de fabricação industrializada, substituindo atividades executadas na obra, podendo-se usufruir do controle de qualidade, precisão e confiabilidade de uma produção em fábrica. A utilização de lajes alveolares pré-fabricadas de concreto e perfis I duplamente simétricos, para a constituição de uma viga mista de aço e concreto, trata-se de uma combinação relativamente recente e ainda pouco utilizada no Brasil. Os trabalhos de Lam (1998), Lam *et al.* (1998), Lam *et al.* (2000a) e Lam *et al.* (2000b) foram os primeiros estudos a investigar o comportamento desses elementos. A Tabela 1 apresenta uma síntese dos principais trabalhos desenvolvidos com vigas mistas com lajes alveolares pré-fabricadas.

Tabela 1: Estudos sobre vigas mistas com lajes alveolares pré-fabricadas

Referência	Investigação	Objetivos
Lam (1998)	Experimental e numérica	Caracterizar o comportamento desse sistema por meio de ensaio de cisalhamento direto e de flexão positiva
Lam <i>et al.</i> (1998)	Experimental	Determinar a capacidade resistente de conectores do tipo pino com cabeça em lajes alveolares
Lam <i>et al.</i> (2000a)	Experimental	Comportamento à flexão positiva
Lam <i>et al.</i> (2000b)	Numérica	Parametrizar propriedades geométricas para investigar o comportamento à flexão positiva
Ellobody e Lam (2002)	Numérica	Investigar o capacidade resistente de conectores do tipo pino com cabeça em lajes alveolares
Lam (2002)	Numérica	Investigar o comportamento a flexão positiva e a capacidade resistente dos conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça em lajes alveolares
Ellobody e Lam (2003)	Numérica	Investigar o comportamento a flexão positiva e a capacidade resistente dos conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça em lajes alveolares
Lam e Uy (2003)	Teórica	Sintetizar as principais investigações em vigas mistas com lajes alveolares e apresentar recomendações de cálculo
Uy e Bradford (2005)	Teórica	Sintetizar as principais investigações em vigas mistas com lajes alveolares e apresentar recomendações de cálculo

Lam (2007)	Experimental	Desenvolver nova metodologia para ensaio de cisalhamento direto em vigas mistas com lajes alveolares e parametrizar propriedade geométrica
Araujo <i>et al.</i> (2016)	Experimental	Investigar a resistência de conectores de cisalhamento em um sistema de lajes alveolares com uma capa de concreto
Souza <i>et al.</i> (2017)	Experimental	Investigar a resistência de conectores de cisalhamento em um sistema de lajes alveolares com uma capa de concreto em piso de pequena altura.

Fonte: Os autores (2020)

Observa-se na Tabela 1 que não há registros de trabalhos sobre investigação de vigas mistas com lajes alveolares sob ação de momento fletor negativo. Portanto, o desenvolvimento de investigações que tentem compreender o fenômeno da FLD nesse arranjo estrutural é de fundamental importância.

Por outro lado, a análise da FLD em vigas mistas de aço e concreto com lajes maciças trata-se um problema mais estudado, entretanto não totalmente compreendido. A FLD é fundamentalmente diferente da Flambagem Lateral com Torção (FLT), pois, a hipótese de Vlasov (1961) de que a seção transversal permanece sem distorção não é aplicável, uma vez que a FLD é caracterizada por uma flambagem lateral e torcional da mesa comprimida acompanhada por uma distorção da alma (ZHOU *et al.* 2016). Entretanto, o fenômeno da FLD em vigas mistas de aço e concreto contínuas é geralmente avaliado de forma conservadora nos códigos normativos como sendo um tipo de FLT (VRCELJ e BRADFORD, 2009).

O modelo mais comum para considerar a FLD em projeto é o método de estrutura em U invertida (U-frame model), conforme Figura 3 (OEHLERS E BRADFORD, 1999). Nesse método, a mesa sob compressão da seção I é considerada como um elemento comprimido uniformemente ao longo de seu comprimento pela tensão máxima de flexão

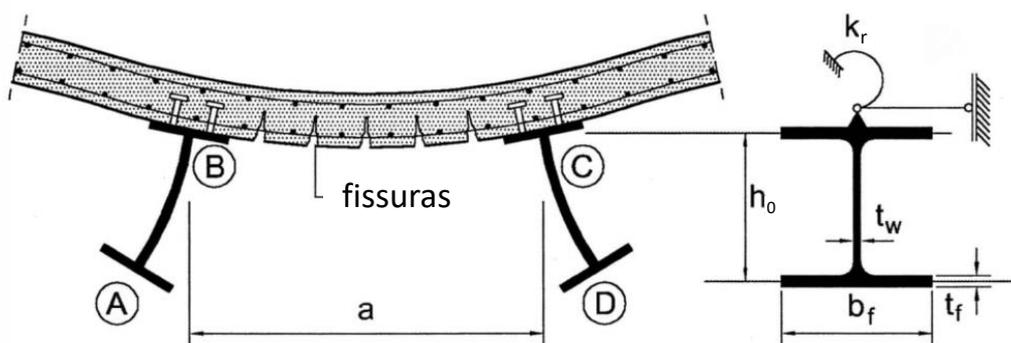


Figura 3. Método da estrutura em “U” invertido (EN 1994-1-1-2004)

De acordo com os procedimentos normativos (EN 1994-1-1-2004, AISC 360-16 e AASHTO 2017, AS4100:1998-R2016 e AS/NZS2327-2017, ABNT NBR 8800: 2008) para a determinação da capacidade resistente à FLD de vigas mistas de aço e concreto em regiões de momento negativo, faz-se necessária a correta determinação do momento crítico elástico à FLD. Existem diversas metodologias, presentes na literatura, para a determinação do momento crítico elástico à FLD de vigas mistas de aço e concreto. Algumas dessas metodologias são fundamentadas no método da energia ou método de Galerkin, enquanto outros tem a teoria de barras em base elástica como fundamento. Entretanto, existem muitas divergências entre essas metodologias, tal fato pode levar a uma estimativa equivocada da capacidade resistente a FLD de vigas mistas de aço e concreto por parte dos procedimentos normativos. Visto que os procedimentos normativos partem do princípio da estimativa de um momento crítico elástico para determinar o momento último de vigas mistas de aço e concreto. A Tabela 2 apresenta uma síntese dos principais trabalhos que tratam do

momento crítico elástico a FLD em vigas mistas de aço e concreto. São destacado os principais pontos apresentados pelo autores, além da metodologia de análise utilizada.

Do exposto na Tabela 2, verifica-se que ainda não existe um consenso na determinação do momento crítico elástico a FLD em vigas mistas de aço e concreto. Diversas metodologias são propostas, porém todas mostram divergências entre as demais metodologias e entre resultados de análises numéricas.

Em relação às investigações experimentais e estudos numéricos que analisaram a capacidade resistente à FLD em vigas mistas de aço e concreto, pesquisas mostram que os procedimentos normativos são conservadores na estimativa do momento último à FLD (BRADFORD e JOHNSON, 1987; FAN, 1990; JOHNSON e FAN, 1991; TONG *et al.*, 2014, ZHOU e YAN, 2017). Investigações mostram que a capacidade resiste à FLD em vigas mistas de aço e concreto é governada por uma complexa interação entre a FLD e modos de estabilidade locais (JOHNSON e FAN, 1991; TONG *et al.* 2014). Além disso, verifica-se que, em muitos casos, a FLD ocorre somente após a seção atingir o comportamento plástico (TONG *et al.* 2014; BRADFORD, 2000; BRADFORD e KEMP, 2000). A Tabela 3 apresenta um resumo das principais investigações que buscaram determinar a capacidade resistente à FLD. Também são apresentados detalhes sobre o ensaio, parâmetros investigados e os modos de falha verificados

Tabela 2: Investigações sobre a capacidade resistente a FLD em vigas mistas de aço e concreto

Referência	Método de análise	Pontos principais
Svensson (1985)	(Teórico) Método energético / modelo de vigas T	Teoria inadequada de Vlasov - propôs um novo modelo considerando a mesa comprimida como uma coluna
Williams e Jemah (1987)	(Teórico) Método energético / modelo de vigas T	Método de Svensson adaptado, considerando que, além da mesa, cerca de 15% da alma também poderia ser analisada como uma coluna sob compressão
Goltermann e Svensson (1988)	(Teórico) Método energético / modelo de vigas T	Método de Svensson adaptado, considerando que, além da mesa, cerca de 15% da alma também poderia ser analisada como uma coluna sob compressão. A resistência à torção de Saint Venant foi levada em consideração
Roik <i>et al.</i> (1990)	(Teórico) Método energético / estrutura em U invertido	Considerou a influência da laje através do modelo de estrutura em U invertido
Bradford e Gao (1992)	(Análise numérica) Método de elemento finito / modelo de vigas T	Verificando divergências nos métodos existentes, desenvolveu um método em elementos finitos para análise da FLD
Dekker, Kemp e Trincherro (1995)	(Teórico) Método energético / modelo de vigas T	Apresentou uma modificação nas equações baseadas na teoria clássica de Vlasov
Bradford (1998)	(Análise numérica) Método de elemento finito / modelo de vigas T	Verificou diferentes efeitos da flambagem distorcional de acordo com o tipo de elemento. Concluiu-se que para vigas mista há um aumento no momento crítico.
Hanswille <i>et al.</i> (1998)	(Teórico) barras em base elástica / estrutura em U invertido	Destacou que os resultados obtidos pela equação de Roik <i>et al.</i> Podem ser até 37% inseguros na determinação do momento crítico elástico à FLD
Vrcelj e Bradford (2007)	(Análise numérica) Método de elemento finito / modelo de vigas T	Observou que com o aumento do parâmetro de esbeltez da alma, há uma intensificação da FLD e uma redução do momento crítico elástico
Chen and Ye (2010)	(Teórico) Método energético / modelo de vigas T	A teoria clássica da FLT subestima o momento crítico elástico à FLD para vigas mistas de aço e concreto
Ye and Chen (2013)	(Teórico) barras em base elástica / modelo em vigas T	Mostraram divergências entre os resultados de análise numérica e os resultados dos procedimentos de Svensson, Williams e Jemah e Goltermann e Svensson
Wangbao <i>et al.</i> (2014)	(Teórico) barras em base elástica / modelo em vigas T	Mostraram divergências entre os resultados de análise numérica e os resultados dos procedimentos de Svensson, Williams e Jemah e Goltermann e Svensson

Zhou <i>et al.</i> (2016)	(Teórico) barras em base elástica / modelo em vigas T	Verificando divergências entre os resultados de análise numérica e os procedimentos analíticos, foi proposto um novo método considerando a efetividade do momento gradiente e o efeito da deformação de cisalhamento da alma
Zhou, Li e Yan (2016)	(Teórico) barras em base elástica / modelo em vigas T	Com o aprimoramento do método proposto anteriormente por Zhou <i>et al.</i> (2016), foi proposta uma fórmula prática para determinar o momento crítico elástico da LDB.
Dias <i>et al.</i> (2019)	(Teórico) Método energético / estrutura em U invertido	Verificando divergências entre os resultados das análises numéricas e os procedimentos de Roik <i>et al.</i> e Hanswille <i>et al.</i> , uma nova metodologia foi proposta

Fonte: Os autores (2020)

Tabela 3: Investigações sobre a capacidade resistente a FLD em vigas mistas de aço e concreto

Referência	Investigação	Esquema de análise	Parâmetros analisados	^a Falha
Hope-Gill e Johnson (1976)	Exper.		Vão, perfil I, largura efetiva da laje maciça	FL, Ruptura do concreto, plastificação
Bradford e Johnson (1987)	Teór./Num		Vão, perfil I, taxa de armadura na laje maciça	FLD e FL
Johnson e Fan (1991)	Exper.		Vão, distribuição de momento fletor, laje maciça	FLD, FL, plastificação
Weston, Nethercot e Crisfield (1991)	Num.		Vão, perfil I, laje maciça	FLD, FL, plastificação
Johnson e Chen (1993)	Exper.		Vão, perfil, enrijecedores próximo ao apoio, laje maciça	FL, FLD
Bradford (2000)	Num.		Vão, perfil, distribuição de momento fletor, laje maciça	FLD, FL, plastificação
Chen e Jia (2010)	Num.		Vão, perfil I, armadura de proteção da viga mista, laje maciça	FLD, FL
Chen e Wang (2012)	Num.		Vão, enrijecedores transversais, laje maciça	FLD, FL, plastificação
Vasdravellis <i>et al.</i> (2012)	Exper./Num.		Vão, perfil I, laje maciça	FL, plastificação
Tong <i>et al.</i> (2014)	Exper.		Vão, perfil I, distribuição de momento fletor, grau de interação, laje maciça	FLD, FL, plastificação
Zhou e Yan (2017)	Num.		Vão, perfil I, grau de interação, laje maciça.	FLD

Fonte: Os autores (2020)



Na Tabela 3 pode-se verificar que nenhuma investigação analisou o efeito da variação de características geométricas ou da tipologia da laje de concreto. Além disso, muitos parâmetros ainda carecem de maiores investigações, como por exemplo, a variação da taxa de armadura longitudinal na laje de concreto e até mesmo a influência de fatores como o comprimento do vão sujeito à ação de momento fletor negativo e das dimensões da seção transversal da viga I. Portanto, verifica-se a necessidade de maiores investigações acerca da FLD em vigas mistas de aço e concreto.

3 PROCEDIMENTOS NORMATIVOS E ANALÍTICOS

Os procedimentos da norma brasileira (ABNT NBR 8800:2008) e do Eurocode (EN 1994-1-1:2004) adotam o modelo da estrutura em U invertido (*U-frame model*) para a análise da FLD em vigas mistas de aço e concreto. Para as normas norte-americanas (AISC 360-16 / AASHTO 2017) e australiana (AS4100:1998) a clássica teoria da FLT para vigas com restrições parciais da mesa superior tracionada é adaptada para o fenômeno da FLD em vigas mistas de aço e concreto.

O Eurocode 4 (EN 1994-1-1:2004) determina a resistência à FLD em vigas mistas de aço e concreto, por meio da redução do momento de plastificação total da seção mista para um valor inferior, $M_{u,dist}$, (Equação 1-5). Para essa redução o EC4 utiliza curvas empíricas desenvolvida para fenômenos de estabilidade em elementos unicamente de aço, curva de Perry-Roberson. Essa curva, expressa em termos da razão de esbeltez $\bar{\lambda}$ e do fator de redução (χ), considera efeitos como as imperfeições geométricas iniciais e a tensão residual.

$$M_{u,dist} = \chi M_{pl-seção\ mista} \quad (1)$$

$$\chi = \left[\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2} \right]^{-1} \leq 1 \quad (2)$$

$$\phi = 0.5 \left[1 + \alpha (\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2 \right] \quad (3)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{M_{pl-seção\ mista}}{M_{cr}}} \quad (4)$$

$$M_{cr} = \alpha_g \frac{C_{dist}}{L} \sqrt{\left(GJ + \frac{k_r L^2}{\pi^2} \right) EI_{af,y}} \quad (5)$$

onde: χ é o fator de redução a FLD; $M_{pl-seção\ mista}$ é o momento de plastificação da seção mista, dado pela teoria plástica, M_{cr} é o momento crítico elástico a FLD calculado considerando o método da estrutura em "U" invertido; α é um fator de imperfeição determinado em função das características geométricas da seção transversal do perfil I; G é o módulo de elasticidade transversal do aço; L é o comprimento da vigas entre apoios transversais; J é a constante de torção do perfil; $I_{af,y}$ é o momento de inércia da mesa inferior do perfil de aço em relação ao eixo y; C_{dist} é um coeficiente que depende distribuição de momentos fletores no comprimento L , igual a 6,2 para momento

constante; k_r é a rigidez rotacional da viga mista, que depende da rigidez transversal do conjunto formado pela alma do perfil de aço e pela laje, por unidade de comprimento da viga.

A norma brasileira, ABNT NBR 8800: 2008, também é fundamentado no modelo de estrutura em U invertido para determinar o momento crítico elástico (Equação 5). Entretanto, para considerar a influência de fatores não lineares (imperfeições geométricas iniciais e tensão residual), a norma brasileira utiliza a curva de dimensionamento 2P apresentada pelo SSRC (*Structural Stability Research Council*).

O procedimento adotado pela norma australiana (AS4100:1998 R2016) não é fundamentado no modelo de estrutura em U invertido para determinar o momento crítico elástico. Este procedimento aplica as teorias convencionais da FLT para flambagem de vigas parcialmente contidas (Equação 6-9). Neste procedimento é avaliado se a mesa comprimida é impedida ou não de se instabilizar. Assim, define-se os parâmetros necessários para o cálculo da capacidade resistente no FLD.

$$M_{u,dist} = \alpha_m \alpha_s M_{pl-perfil\ I} \leq M_{pl-perfil\ I} \quad (6)$$

$$\alpha_m = \frac{1.7 M_{máx}}{\sqrt{[(M_2)^2 + (M_3)^2 + (M_4)^2]}} \leq 2.5 \quad (7)$$

$$\alpha_s = 0.6 \left\{ \sqrt{\left[\left(\frac{M_{pl-perfil\ I}}{M_{cr}} \right)^2 + 3 \right]} - \frac{M_{pl-perfil\ I}}{M_{cr}} \right\} \quad (8)$$

$$M_{cr} = \sqrt{\left\{ \left[\left(\frac{\pi^2 EI_y}{l_e^2} \right) \left[GJ + \left(\frac{\pi^2 EC_w}{l_e^2} \right) \right] \right\}} \quad (9)$$

onde: $M_{pl-perfil\ I}$ é o momento de plastificação total da seção I; $M_{máx}$ é o momento fletor máximo no comprimento L ; M_3 , M_2 e M_4 são os momentos fletores no meio e nos quartos do vão, respectivamente; I_y é o momento de inércia da seção I no eixo de menor rigidez; E é o módulo de elasticidade longitudinal; C_w é a constante de empenamento da seção I; J é a constante de torção da seção I e; l_e é o comprimento efetivo do vão L .

Por sua vez, o código normativo norte americano não apresenta formulação explícita para a consideração da FLD em vigas mistas de aço e concreto. A AASHTO (2017) fornece um método que tem como base modificações nas recomendações da AISC 360-16, aplicando as teorias clássicas da FLT. Portanto, a proposta dos códigos norte americano para a investigação da FLD em vigas mistas de aço e concreto não leva em consideração o modelo da estrutura em U invertido na determinação do momento crítico elástico.

Um procedimento analítico que merece destaque é o apresentado por Bradford (2000). Investigando o comportamento à FLD por meio de análises numéricas, Bradford (2000) analisou o efeito da uma variação gradiente de momento fletor negativo no comprimento L . O autor verificou

situação conservativa dos procedimento normativos vigentes na época, assim, fundamento no procedimento da AS4100:1998 o autor sugere um novo procedimento (Equação 10-11)

$$M_{u,dist} = 0.6 \left\{ \sqrt{\left(\frac{M_{pl-perfil I}}{M_{cr}} \right)^2} + 3 - \left(\frac{M_{pl-perfil I}}{M_{cr}} \right) \right\} M_{pl-perfil I} \leq M_{pl-perfil I} \quad (10)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{M_{pl-perfil I}}{M_{cr}}} = 0.02 \left(\frac{L}{r_y} \right)^{0.5} \left(\frac{h_w}{t_w} \right)^{1/3} \alpha_m^{-0.5} \quad (11)$$

onde: r_y é o raio de giração da mesa inferior comprimida; h_w é a altura da alma; e t_w a espessura da alma; e α_m é o coeficiente que considera a distribuição de momento fletor no vão L , definido de acordo com a AS4100:1998.

Para efeito de comparação entres os procedimentos expostos, apresenta-se a Figura 4, na qual verifica-se as curvas de dimensionamento normalizada para a situação de momento negativo com distribuição uniforme no vão L

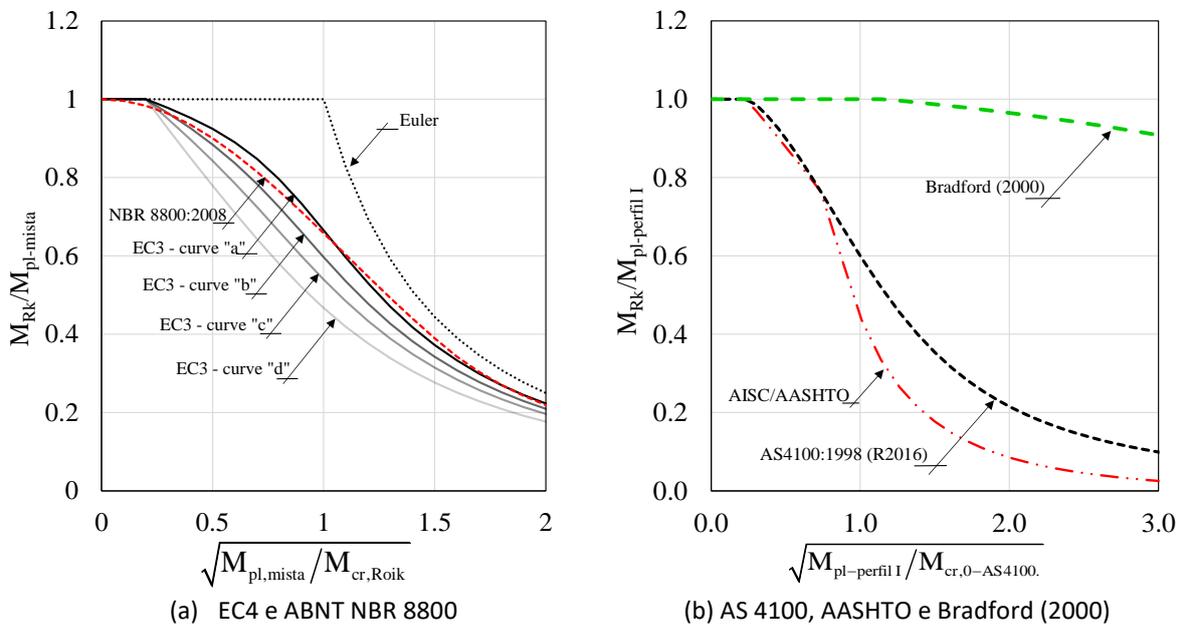


Figura 4. Comparação entre procedimentos analíticos (O autor (2020))

Observando-se a Figura 4, verifica-se que o procedimento do EC4 é mais conservador quando comparado à norma brasileira, visto que as seções transversais de uso prático normalmente se enquadram nas curvas "b" e "c" do EC4. Com relação a Figura 4b verifica-se maiores divergências entre o procedimento norte americano e o procedimento australiano. Vale destacar, que a proposta de Bradford (2000) trata-se de uma modificação da norma australiana para melhor representar o comportamento a FLD de vigas mistas de aço e concreto, e como verifica-se na Figura 4b a curva proposta por Bradford (2000) é bem distinta das demais.

4 MODELO NUMÉRICO

Para o desenvolvimento do modelo numérico utilizou-se o *software* ABAQUS. Com esse *software* é possível desenvolver análises de estabilidade elástica e análises não lineares físico e geométricas. O modelo numérico desenvolvido representa de forma fiel a geometria do problema. O comportamento conjunto entre o perfil I e a laje de concreto foi garantida por meio de conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça. Os elementos finitos utilizados e outras propriedades do modelo numérico desenvolvido podem ser observados na Figura 5. Para a discretização do modelo foram utilizados os elementos finitos apresentados na Tabela 4, juntamente com a dimensão dos elementos.

Tabela 4: Tipo e dimensão dos elementos utilizados na discretização do modelo numérico

Parte do modelo	Elemento	Dimensão do elemento
Barras das armaduras	T3D2	10 mm
Pino com cabeça	C3D8R	2 mm
Perfil I	S4R	10 mm
Laje alveolar	C3D8R	20 mm
Preenchimentos	C3D8R	20 mm

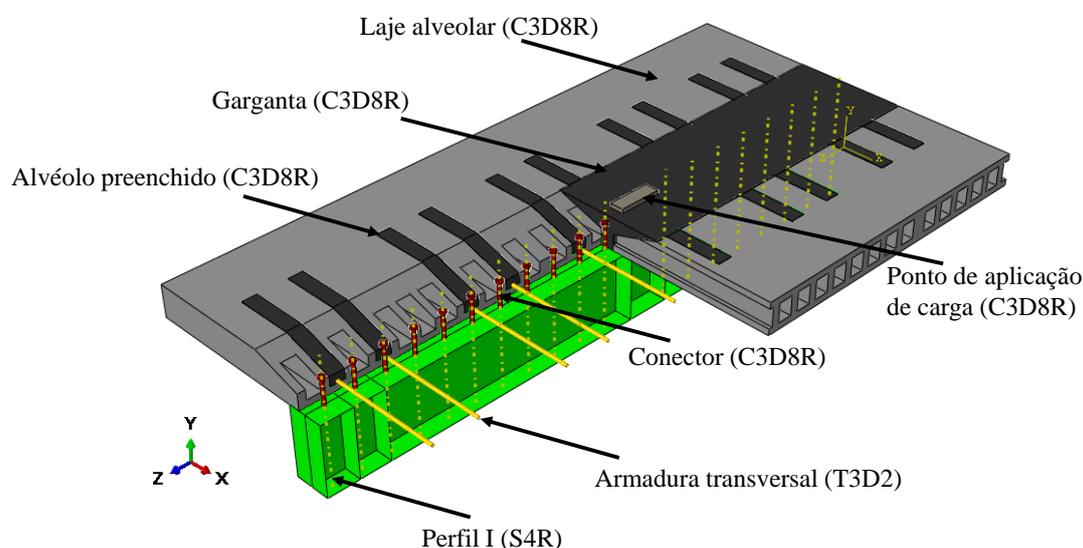


Figura 5. Modelo numérico desenvolvido no *software* ABAQUS (O autor (2020))

4.1 Interação entre os materiais

A interação entre as partes constituintes do modelo numérico foi realizada utilizando as opções de interação (*interaction*) e restrição (*constraint*) disponíveis no ABAQUS, na Figura 6 os detalhes do modelo podem ser observados. Para a interação entre o pino com cabeça e a mesa superior do perfil, foi utilizada a opção "*Tie constrain*", que simula a conexão soldada entre esses dois elementos, na qual o deslocamento relativo entre ambos é totalmente impedido. A interação entre as seguintes superfícies: laje de concreto e perfil de aço; conector pino com cabeça e laje de concreto; foi realizada usando a opção de interação de superfície (*surface to surface interaction*). O comportamento normal e tangencial entre essas superfícies de contato foi definido usando as

opções “Hard contact” e “Penalty”, respectivamente. O valor usado para o coeficiente de atrito foi de 0,4 de acordo com Wijesiri Pathirana *et al.* (2016).

A interação entre as barras de armadura longitudinal e transversal e a laje de concreto foi realizada pela técnica de elementos embebidos. Nesta técnica, é realizada uma ligação perfeita entre elementos incorporados (*embedded elements*) e elementos hospedeiros (*host region*). Essa ligação restringe os graus de liberdade translacional dos nós incorporados e também evita o deslizamento entre as armaduras e o concreto (WIJESIRI PATHIRANA *et al.* 2016). Por último, considerou que a laje alveolar e o concreto de preenchimento e da capa são conectados de forma rígida por meio da opção “Tie constrain”.

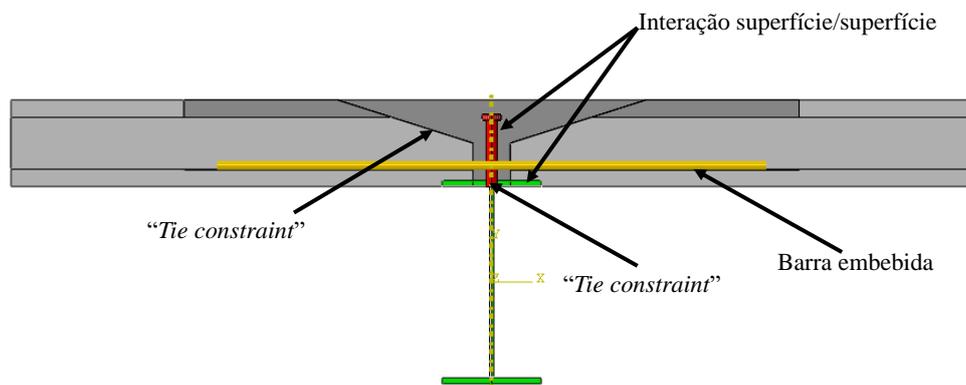


Figura 6. Propriedades de contato (O autor (2020))

4.2 Imperfeições iniciais

No modelo numérico desenvolvido, foram consideradas imperfeições iniciais geométricas e físicas. Para o desenvolvimento de uma análise não linear de estabilidade, deve-se considerar tanto a imperfeição geométrica inicial quanto as tensões residuais. Para a imperfeição geométrica, foi adotada uma flexão inicial com magnitude de $L/1000$. Para considerar as tensões residuais foi adotado o modelo de Galambos e Ketter (1959), Figura 7a. A aplicação das tensões residuais no modelo numérico foi realizada por meio da definição de um estado de tensão inicial como apresentado na Figura 7b.

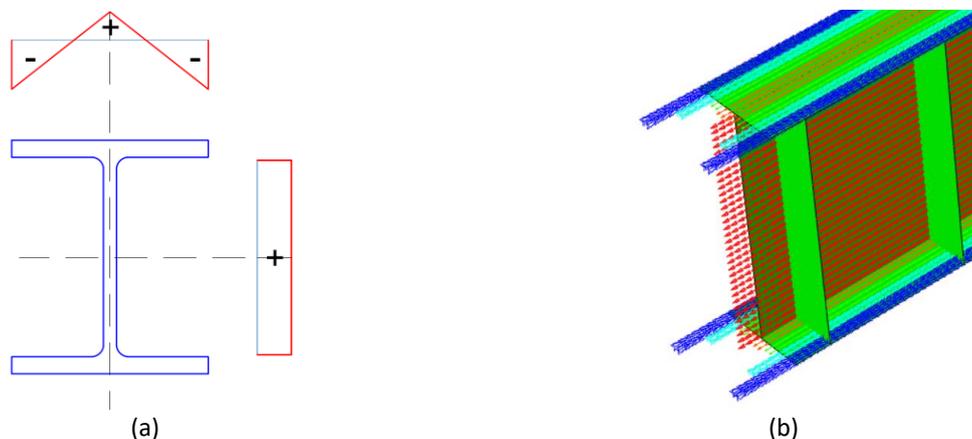


Figura 7. Aplicação de tensões residuais (O autor (2020))

4.3 Condições de contorno

A introdução de vinculações e ações externas no modelo numérico se deu por meio da restrição ou imposição de deslocamentos. Para a representação de apoios de primeiro e segundo gênero, a restrição dos deslocamentos foi imposta por meio de linhas nas regiões de interesse. Para os modelos com contenção lateral foram introduzidas restrições ao deslocamento lateral na posição de interesse. Para os modelos em que existe simetria na direção do eixo longitudinal, as análises foram desenvolvidas considerando apenas a metade do modelo com restrições que representam a condição de simetria do elemento. Por fim, a imposição de ações foi realizada com a aplicação de deslocamento da direção da aplicação da ação. A Figura 8 exemplifica a forma de aplicação de restrições e ações nos modelos. Para determinar a intensidade da ação os valores de força de reação foram medidos.

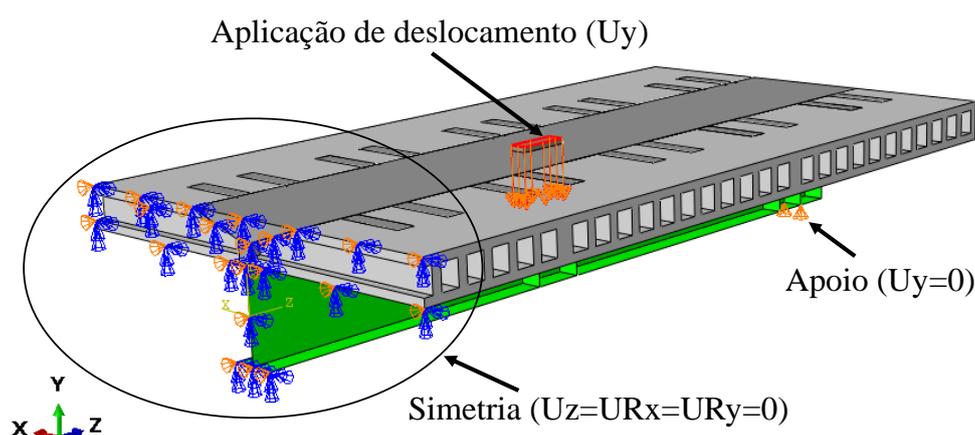
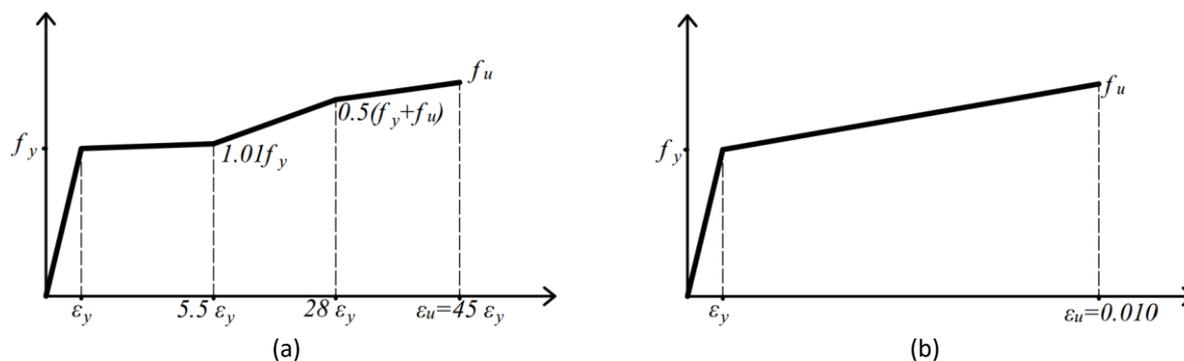


Figura 8. Condições de contorno (O autor (2020))

4.4 Relações constitutivas

4.4.1 Aço

Para o perfil de aço, a relação constitutiva adotada foi proposta por Earls (1999). O modelo constitutivo desse autor trata-se de um modelo elastoplástico onde a consideração do efeito de encruamento do aço é realizada por meio de um trecho tri-linear, Figura 9a. Já para as armaduras longitudinais e transversais foi adotado um modelo elastoplástico com encruamento linear positivo, conforme Figura 9b. Por último, o modelo atribuído aos conectores de cisalhamento foi o elastoplástico perfeito, conforme Figura 9c



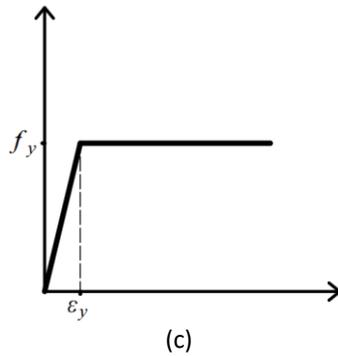


Figura 9. Relações constitutivas para o material aço (O autor (2020))

4.4.2 Concreto

O modelo CDP (*concrete damage plasticity*) foi utilizado para representar o material concreto. O CDP é um critério baseado nos modelos propostos por Hillerborg, Modéer e Peterson (1976), Lubliner *et al.* (1989) e Lee e Fenves (1998) e tem sido amplamente utilizado na modelagem de concreto. O modelo considera três hipóteses baseadas na teoria da plasticidade: a superfície de escoamento inicial determina quando a deformação plástica começa; a regra de fluxo determina a direção da deformação plástica; e a regra de amolecimento/encruamento define como a superfície de falha evolui com a deformação plástica (YU *et al.* 2010).

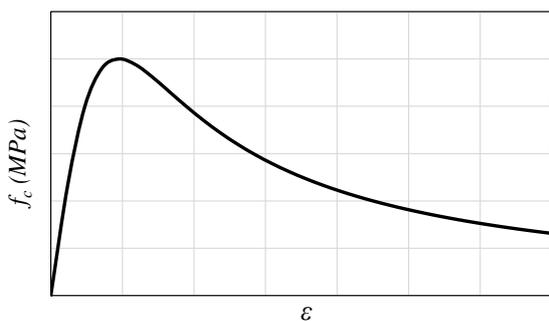
A relação tensão-deformação usada para representar o comportamento do concreto em compressão e tração foi proposta por Carreira e Chu (1985, 1986), conforme Equação (12-14) e representada na Figura 10.

$$\frac{\sigma}{f_{cm}} = \frac{\beta_c (\varepsilon/\varepsilon_c)}{\beta_c - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_c)^{\beta_c}} \tag{12}$$

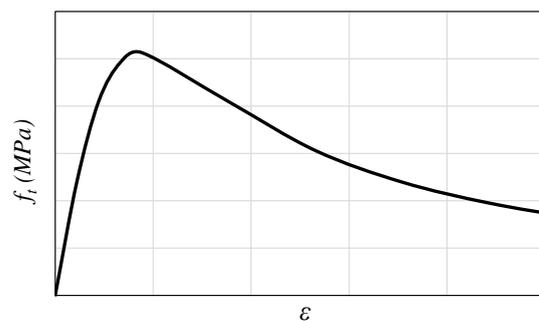
$$\beta_c = \left(\frac{f_{cm}}{32.4} \right)^3 + 1.55 \text{ (MPa)} \tag{13}$$

$$\frac{\sigma}{f_{tm}} = \frac{\beta_c (\varepsilon/\varepsilon_t)}{\beta_c - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_t)^{\beta_c}} \tag{14}$$

onde: f_{cm} é a resistência média a compressão do concreto; f_{tm} é a resistência média a tração do concreto; ε_c é a deformação a compressão e; ε_t a deformação a tração



(a) Curvas tensão-deformação à compressão



(b) Curva tensão deformação à tração

Figura 10. Relações constitutivas para o material concreto (Os autores (2020))

4.5 Aferição do modelo numérico

O modelo numérico proposto foi aferido por meio dos ensaios experimentais de Tong *et al.* (2014) e Lam (1998). Os experimentos de Tong *et al.* (2014) foram desenvolvidos em vigas mistas de aço e concreto constituídas por perfis I duplamente simétricos e lajes maciças de concreto armado. O objetivo da investigação de Tong *et al.* (2014) era analisar o comportamento de vigas mistas sob a ação de momento fletor negativo. Já os ensaios experimentais de Lam (1998) foram desenvolvidos em vigas mistas de aço e concreto com lajes alveolares pré-fabricadas. As investigações de Lam (1998) tinham como objetivo investigar o comportamento desse sistema estrutural sob flexão positiva.

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

Nos modelos analisados por Tong *et al.* (2014), as vigas mistas de aço e concreto eram simplesmente apoiadas com restrições ao deslocamento lateral, conforme Figura 11. Para que as vigas fossem solicitadas a um momento fletor negativo constante, as forças eram aplicadas em dois pontos na região de balanço da viga (Figura 11). A seção transversal que caracteriza os modelos analisados é mostrada na Figura 12. As dimensões dos modelos são mostradas na Tabela 5. Para a modelagem dos materiais, foram utilizadas as relações de tensão-deformação apresentadas no item 4.4. As propriedades mecânicas dos materiais, para os modelos de aferição, são mostradas na Tabela 6, conforme caracterização realizada por Tong *et al.* (2014)

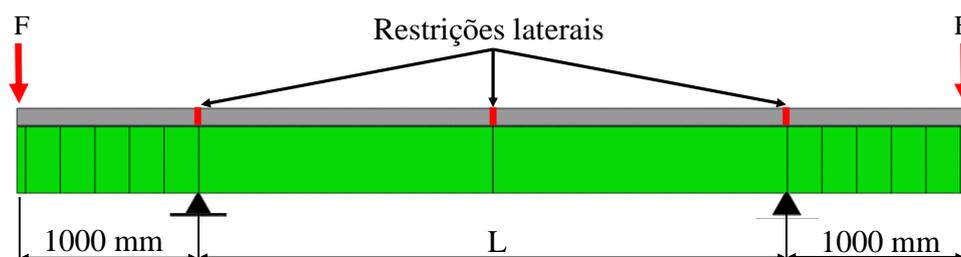
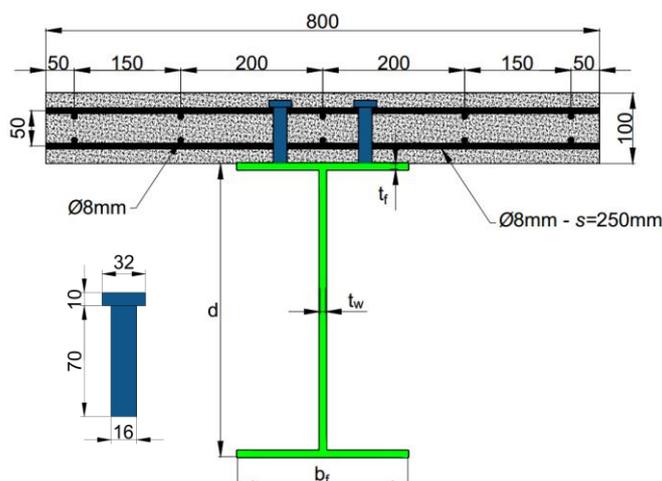
Figura 11. Condições de contorno do ensaio de Tong *et al.* (2014) (Adaptado de Tong *et al.* (2014))Figura 12. Detalhes da seção transversal dos experimento de Tong *et al.* (2014) (Adaptado de Tong *et al.* (2014))

Tabela 5: Propriedade geométrica dos modelos experimentais de Tong *et al.* (2014)

Teste	L (mm)	d (mm)	b _f (mm)	t _f (mm)	t _w (mm)	S _{pino} (mm)
B3.0-350-1	3000	350	125	8	6	220
B4.2-350-1	4200	350	125	8	6	300

Tabela 6: Propriedades mecânicas do modelo numérico de aferição de Tong *et al.* (2014)

Elemento	E (MPa)	ν	$f_{ck-cúbico}$ (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Laje de concreto	27.117	0,2	25,1	-	-
Mesas do perfil	205.000	0,3	-	403	522
Alma do perfil	207.000	0,3	-	362	489
Armaduras	211.000	0,3	-	530	657
Pino com cabeça	206.000	0,3	-	235	-

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais é apresentada na Figura 13 e na Tabela 7. É importante notar que a rotação (θ) mostrada na Figura 13 foi mensurada à meia altura da viga I, na região de apoio. A Figura 14 apresenta a deformada, para um dos modelos aferidos, obtida na análise não linear físico e geométrica desenvolvida com o *software* ABAQUS.

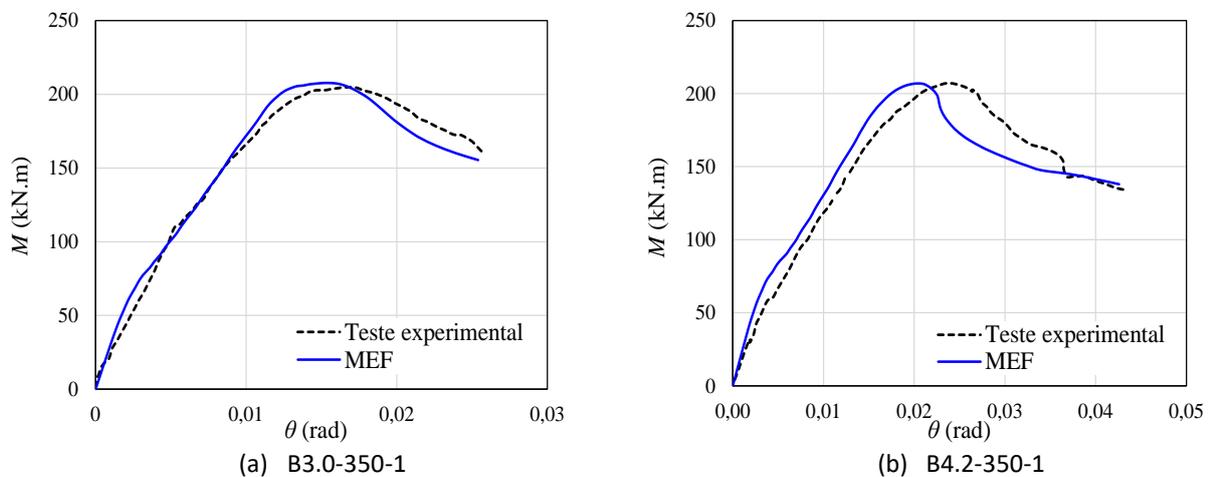


Figura 13. Resultados da aferição do modelo de Tong *et al.* (2014) (Os autores (2020))

Tabela 7: Resultados da aferição com o modelo de Tong *et al.* (2014)

Número do teste	Teste experimental		MEF		M_{teste}/M_{u-MEF}
	M_{teste} (kNm)	Falha	M_{u-MEF} (kNm)	Falha	
B3.0-350-1	205,1	FLD	207,8	FLD	0,987
B4.2-350-1	206,9	FLD	206,9	FLD	1,000



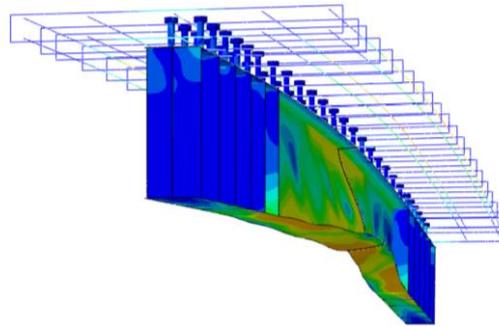


Figura 14. Deformada do modelo no software ABAQUS (Os autores (2020))

4.5.2 Modelo de Lam (1998)

Os estudos experimentais de Lam (1998) foram desenvolvidos em vigas mistas constituídas por perfis I e lajes alveolares pré-fabricadas de concreto. Lam (1998) desenvolveu uma série de ensaios de flexão em quatro pontos, com o intuito de verificar o comportamento desses elementos. As vigas analisadas eram simplesmente apoiadas, conforme Figura 15. A seção transversal do modelo de Lam (1998) é apresentada na Figura 16. Foram analisadas as vigas CB1 e CB2 ensaiadas por Lam (1998). A diferença entre as vigas CB1 e CB2 está no diâmetro da armadura transversal utilizada. Para a viga CB1 utilizou-se barras com diâmetro de 16 mm, enquanto, que para a viga CB2, barras com diâmetro de 8 mm. Além dessa diferença, as características mecânicas dos materiais de cada viga apresentam distinções. As propriedades mecânicas dos materiais, para os modelos de aferição, são mostradas na Tabela 8, conforme caracterização realizada por Lam (1998).

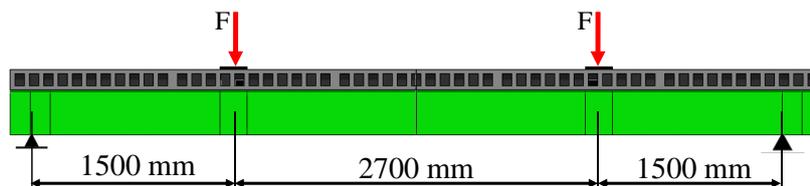


Figura 15. Condições de contorno do ensaio de Lam (1998) (Adaptado de Lam (1998))

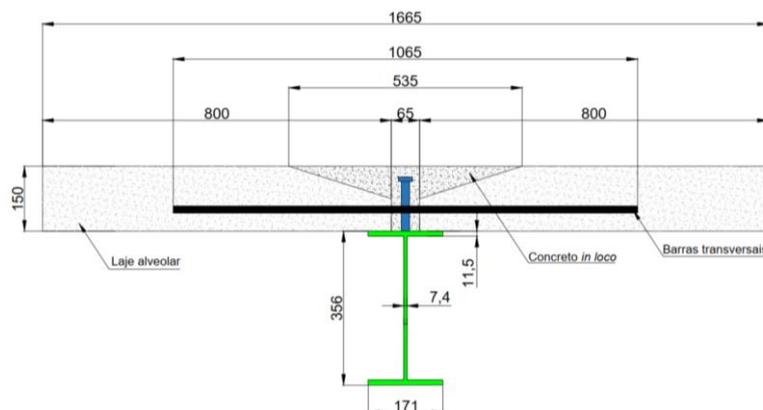


Figura 16. Detalhes da seção transversal das vigas de Lam (1998) (dimensões em mm) (Adaptado de Lam (1998))

Tabela 8: Propriedades mecânicas do modelo numérico de aferição de Lam (1998)

Elementos	E (MPa)	ν	$f_{ck-cúbico}$ (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Laje alveolar	31.187	0,2	40,0	-	-
Concreto <i>in loco</i>	27.085	0,2	25,0	-	-



Perfil I	190.000	0,3	-	310	400
Armadura	200.000	0,3	-	400	650
Pino com cabeça	195.000	0,3	-	400	650

A comparação entre os resultados numéricos e experimentais é apresentada na Tabela 9 e na Figura 17. A Figura 18 apresenta a configuração deformada do modelo numérico.

Tabela 9: Resultados da aferição com o modelo de Lam (1998)

Viga	Teste experimental		MEF		P_{teste}/P_{MEF}
	P_{teste} (kN)	Deflexão no meio do vão (mm)	P_{MEF} (kNm)	Deflexão no meio do vão (mm)	
CB1	330	32,8	340,45	32,46	0,97
CB2	315	33,7	321,24	33,20	0,98

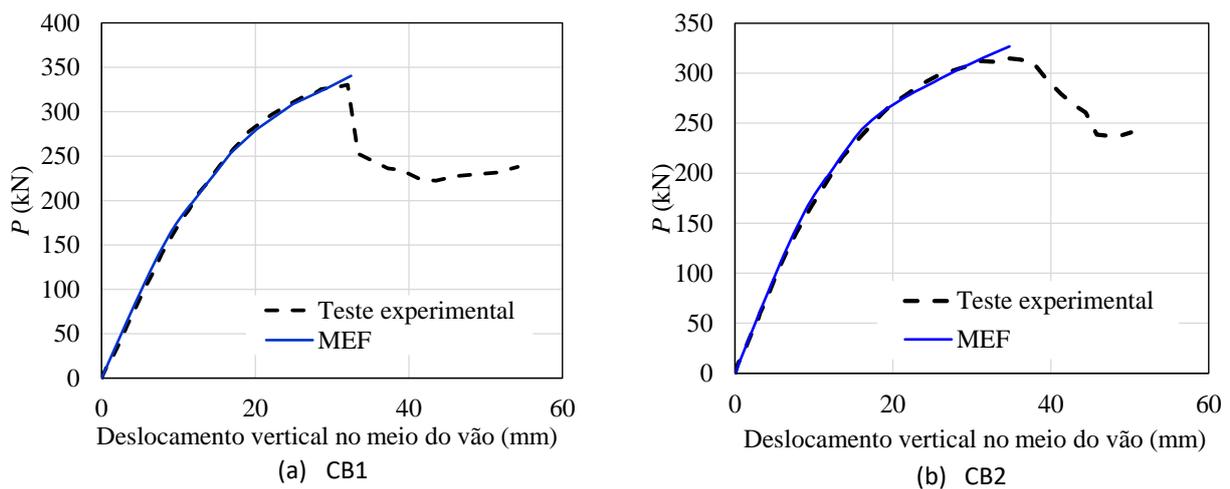


Figura 17. Resultados da aferição do modelo de Lam (1998) (Os autores (2020))

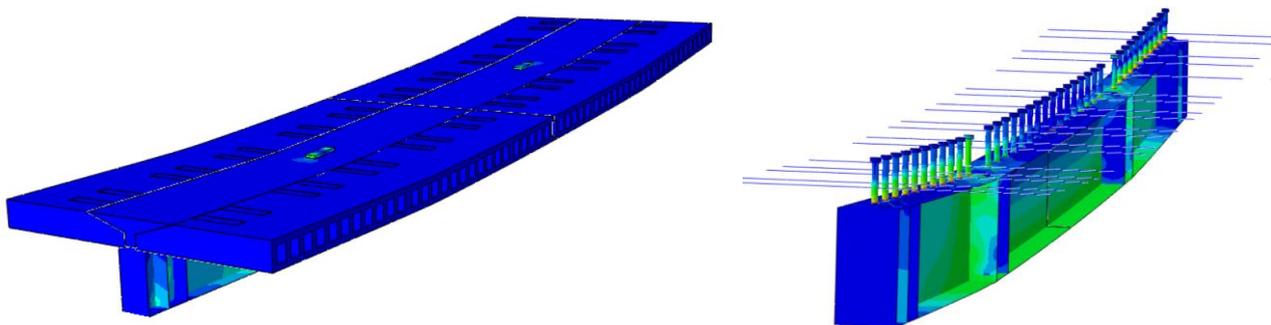


Figura 18. Configuração deformada do modelo no software ABAQUS (Os autores (2020))

A comparação entre os resultados do modelo numérico e os testes experimentais de Lam (1998) mostraram proximidade, assim como a comparação com o modelos experimentais desenvolvidos por Tong *et al.* (2014). Portanto, o modelo numérico é dito aferido devido à conformidade dos resultados e será utilizado para o desenvolvimento do estudo paramétrico.

6 ESTUDO PARAMÉTRICO

Para o desenvolvimento do estudo paramétrico foram consideradas 17 vigas mistas de aço e concreto constituídas por perfis I duplamente simétricos e lajes alveolares pré-fabricadas de concreto. As características geométricas dos modelos analisados são apresentadas na Tabela 10. A Figura 19 apresenta uma seção transversal típica dos modelos analisados.

Tabela 10: Modelos analisados no estudo paramétrico

Modelo	L (mm)	d (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	ϕ
1	3000	352	171	9.8	6.9	-
2	3000	403	177	10.9	7.5	-
3	3000	450	152	10.8	7.6	-
4	3000	525	165	11.4	8.9	-
5	3000	525	165	11.4	8.9	5 ϕ 12.5
6	4000	317	167	13.2	7.6	-
7	4000	403	140	11.2	7	-
8	4000	403	140	11.2	7	5 ϕ 8
9	4000	403	140	11.2	7	5 ϕ 12.5
10	4000	403	177	10.9	7.5	-
11	4000	403	177	10.9	7.5	5 ϕ 8
12	4000	403	177	10.9	7.5	5 ϕ 12.5
13	4000	455	153	13.3	8	-
14	4000	455	153	13.3	8	5 ϕ 8
15	4000	455	153	13.3	8	5 ϕ 12.5
16	4000	524	207	10.9	502	5 ϕ 8
17	4000	500	170	12.5	8	-

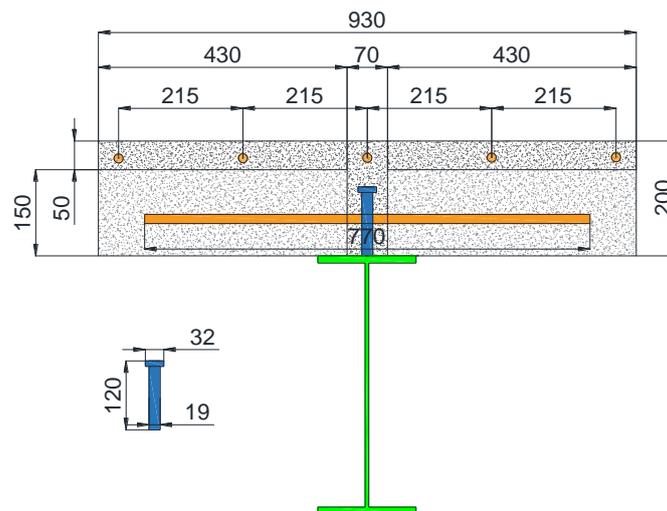


Figura 19. Seção transversal típica analisada no estudo paramétrico (dimensões em mm) (Os autores (2020))

Os perfis metálicos são constituídos por aço estrutural ASTM A 572 Grau 50 que apresenta resistência nominal de escoamento, mínima, de 345 MPa e limite de resistência mínima de 450 MPa. As armaduras longitudinais são constituídas pelo aço CA50 com resistência nominal de escoamento, mínima, de 500 MPa e limite de resistência de 540 MPa. Foram consideradas lajes alveolares pré-fabricadas de concreto com aberturas circulares, modelo LP15, com 15 cm de altura, peso específico de 240 kgf/m² e confeccionadas em concreto C30. O concreto moldado in loco utilizado no

preenchimento dos alvéolos, da garganta, das juntas entre as lajes alveolares e na capa de concreto tem resistência nominal a compressão de 25 MPa. A Tabela 11 apresenta as propriedades mecânicas dos materiais considerados. Para descrever o comportamento dos materiais as relações constitutivas apresentadas no item 4.4 foram utilizadas. Vale destacar que para todos os modelos considerou-se armadura transversal com barras de diâmetro de 16 mm.

As vigas analisadas eram biapoiadas com restrição ao deslocamento lateral em suas extremidades. As vigas foram submetidas à uma distribuição uniforme de momento fletor negativo, conforme esquema da Figura 20

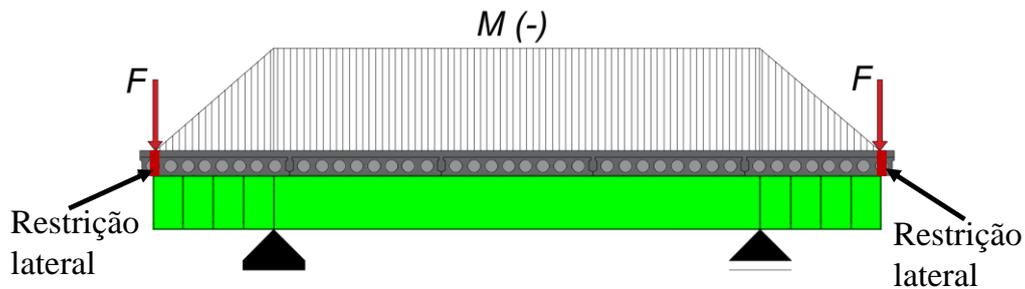


Figura 20. Esquematização do modelo do estudo paramétrico (Os autores (2020))

7 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A análise paramétrica teve como objetivo investigar o comportamento de vigas mistas de aço e concreto, com lajes alveolares, sob a ação de momento fletor negativo, analisando a ocorrência de modos de estabilidade locais e a FLD, para uma compreensão dos fatores que influenciam esse modo de estabilidade. Os resultados foram comparados com os procedimentos normativos vigentes (EN 1994-1-1-2004, AISC 360-16 e AASHTO 2017, AS4100:1998-R2016 e AS/NZS2327-2017, ABNT NBR 8800: 2008) e propostas analíticas encontradas na literatura.

Na Figura 21 os resultados da análise numérica desenvolvida com o *software* ABAQUS foram comparados com os procedimentos normativos e o procedimento de Bradford (2000).

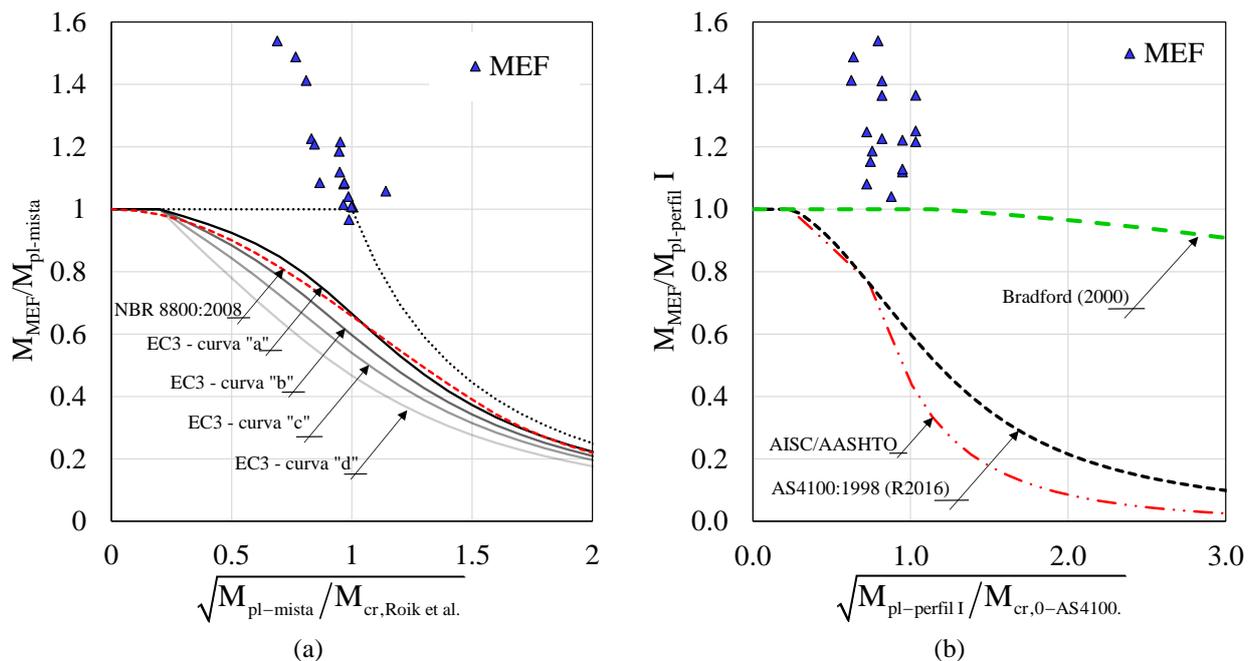


Figura 21. Comparação dos resultados numéricos com os procedimentos analíticos (Os autores (2020))

Na Figura 21a realiza-se a comparação dos resultados numéricos com os procedimentos da norma brasileira e do EC4. Observa-se que ambos os procedimentos são conservadores na estimativa da capacidade resistente a FLD para vigas mistas de aço e concreto com lajes alveolares. Também verifica-se na Figura 21, que a FLD ocorreu somente após a viga mista atingir o comportamento plástico da seção, valores acima de 1 da relação (M_{MEF}/M_{pl}), essa situação pode ter ocorrido em função dos vãos analisados. Entretanto, pesquisas com as de Bradford (2000), Bradford e Johnson (1987), Weston, Nethercot e Crisfield (1991) e Tong *et al.* (2014), apresentadas na Tabela 3, também mostram que a FLD pode ocorrer somente após a seção atingir o momento de plastificação total. Além disso, esses resultados também expõem que o método da estrutura em U invertido (U-frame model), adotado pela norma brasileira e pelo EC4, é responsável por fornecer resultados conservadores, como também apontado por Zhou e Yan (2017), Bradford (2000), Johnson e Bradford (1983), Williams e Jemah (1987), Bradford e Ronagh (1997) e Bradford (1997).

Na Figura 21b é realizada a comparação dos resultados numéricos com os procedimentos norte americano (AISC 360-16 e AASHTO 2017) e australiano (AS4100:1998 R2016). Como pode ser observado, para ambos os procedimentos, os resultados da análise numérica foram superiores aos obtidos analiticamente, situação que evidencia o conservadorismo desses procedimentos normativos. Essa situação, demonstra que a utilização das teorias clássicas da FLT para vigas com mesa tracionada parcialmente restringidas também fornecem resultados que se aproximam da capacidade resistência à FLD de vigas mistas de aço e concreto. O procedimento de Bradford, Figura 21b, trata-se de uma adequação da norma australiana AS4100:1998. Verifica-se que esse procedimento tem maior proximidade com os resultados da análise numérica, entretanto, ainda é observada uma situação conservadora. O conservadorismo dos procedimentos normativos e de Bradford (2000) pode ser justificado pela verificação da ocorrência da FLD somente após a seção atingir o comportamento plástico, visto que, esses procedimentos aplicam uma redução do

momento de plastificação para estimar a capacidade resistente a FLD, situação não verificada nos resultados do estudo desenvolvido.

A influência da armadura longitudinal também foi analisada no estudo paramétrico. A Figura 22 apresenta os resultados para os modelos constituídos pelo perfil W410x46,1 e W460x60 na situação sem armadura longitudinal, com 5 barras de 8 mm de diâmetro e com 5 barras de 12,5 mm de diâmetro

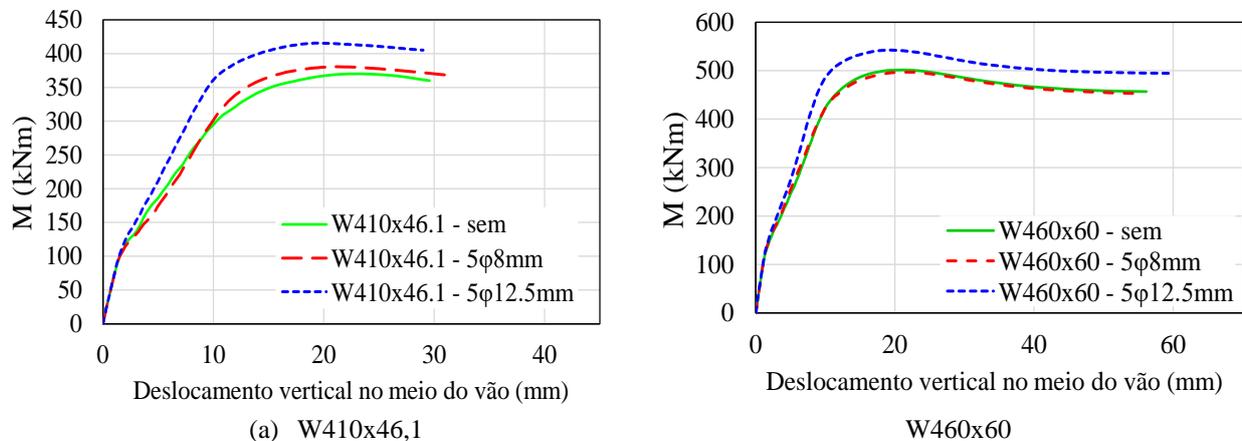


Figura 22. Análise da influência da armadura longitudinal (Os autores (2020))

Como pode ser observado na Figura 22 existe uma tendência de aumento na capacidade resistente à FLD à medida que a área de armadura longitudinal sofre também um aumento. Por fim, a Figura 23 apresenta a configuração deformada de um dos modelos analisados no estudo paramétrico demonstrando a ocorrência da FLD.

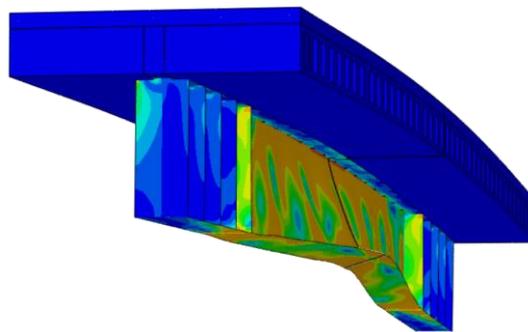


Figura 23. Configuração deformada de um dos modelos do estudo paramétrico (Os autores (2020))

8 CONCLUSÕES

Este estudo investigou a resistência à flambagem lateral com distorção (FLD) em vigas mistas de aço e concreto com lajes alveolares. Análises não lineares física e geométrica foram realizadas no *software* ABAQUS. Investigou-se a influência dos seguintes parâmetros: taxa de armadura longitudinal na laje de concreto, seção transversal do perfil I, vão sobre aço de momento fletor negativo uniforme. Por fim, os resultados foram comparados com procedimentos normativos vigentes e propostas analíticas. Dessa forma, concluiu-se:

- O modelo numérico desenvolvido com o *software* ABAQUS é representativo para descrever o fenômeno da FLD em vigas mistas de aço e concreto com lajes alveolares visto que as divergências com os ensaios experimentais de Tong *et al.* (2014) e Lam (1998) foram inferiores a 3%;
- Os procedimentos normativos que utilizam a teoria clássica da flambagem lateral com torção (FLT), considerando vigas parcialmente restringidas, acarretam em resultados imprecisos, pois o modelo é fundamentado em suposições inadequadas. Essa situação, mostra a limitação das normas norte-americanas (AISC360-16 e AASHTO 2017) e australianas (AS4100:1998-R2016 e AS/NZS2327-2017) na determinação do momento último a FLD;
- As normas europeias (EN 1994-1-1-2004) e brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) apresentaram situações conservadoras. Esses resultados mostram que o modelo de estrutura em U invertido, utilizado por esses procedimentos, leva a resultados conservadores;
- A proposta apresentada por Bradford (2000) foi o modelo analítico que melhor estimou a resistência das vigas mistas de aço e concreto sob a ação de momento fletor negativo. Entretanto, situação conservadora ainda foi observada;
- Verificou-se, para os modelos analisados, que a FLD pode ocorrer somente após a seção mista atingir o comportamento plástico;

Portanto, de maneira geral, os procedimentos utilizados para estimar a capacidade resistente à FLD são conservadores, situação que demonstra a necessidade maiores investigações acerca desse tema que ainda não está totalmente esclarecido.

9 REFERÊNCIAS

- Associação Brasileira de Normas Técnicas - ABNT NBR 8800. *Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios*, Rio de Janeiro, Brazil, 2008.
- American Association of State and Highway Transportation Officials. (AASHTO) (2017), AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, 8th ed. with 2017 Interim Provisions, AASHTO, Washington, DC.
- ARAÚJO, D. DE L. *et al.* Headed steel stud connectors for composite steel beams with precast hollow-core slabs with structural topping. *Engineering Structures*, v. 107, p. 135–150, 2016.
- BRADFORD, M.A.; KEMP, AR. Buckling in continuous composite beams. *Progress in Structural Engineering and Materials*, v.2, p 169-178, 2000.
- BRADFORD, M. A. Distortional buckling of elastically restrained cantilevers. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 47, n. 1–2, p. 3–18, 1998.
- BRADFORD, M. A. Strength of compact steel beams with partial restraint. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 53, n. 2, p. 183–200, 2000.
- BRADFORD, M. A.; JOHNSON, R. P. *Inelastic buckling of composite bridge girders near internal supports*. n. May, p. 143–159, 1987.

- CARREIRA, D.; CHU, K. Stress-Strain Relationship for Plain Concrete in Compression. *ACI Journal Proceedings*, v. 82, n. 6, 1985.
- CARREIRA, D. J.; CHU, K. H. Stress-Strain Relationship for Reinforced Concrete in Tension. *Journal of the American Concrete Institute*, v. 83, n. 1, p. 21–28, 1986.
- CHEN, S.; JIA, Y. Numerical investigation of inelastic buckling of steel-concrete composite beams prestressed with external tendons. *Thin-Walled Structures*, v. 48, n. 3, p. 233–242, 2010.
- CHEN, W.; YE, J. Elastic lateral and restrained distortional buckling of doubly symmetric I-beams. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, v. 10, n. 05, p. 983–1016, 30 dez. 2010.
- DASSAULT SYSTÈMES. ABAQUS v6.12; 2012.
- DEKKER, N. W.; KEMP, A. R.; TRINCHERO, P. Factors influencing the strength of continuous composite beams in negative bending. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 34, n. 2–3, p. 161–185, jan. 1995.
- DIAS, J. V. F. *et al.* 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, p. 1–17, 2019.
- EARLS, C. J. On the inelastic failure of high strength steel I-shaped beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 49, n. 1, p. 1–24, 1999.
- EL-LOBODY, E.; LAM, D. *Modelling of headed stud in steel-precast composite beams*. v. 2, n. 5, p. 355–378, 2002.
- EL-LOBODY, E.; LAM, D. *Finite Element Analysis of Steel-Concrete Composite Girders*. v. 6, n. 4, p. 267–281, 2003.
- Eurocode 4: *Design of composite steel and concrete structures* — Part 1-1: General rules and rules for buildings, standard, Comite Europeen de Normalisation (Brussels, Belgium, 1994).
- FAN, C. K. R. *Buckling in continuous composite beams*. [s.l.] University of Warwick, 1990.
- G. Hanswille, J. Lindner and D. Munich, *Lateral torsional buckling of composite beams* (em alemão), *Stahlbau* 67 (1998) 525–535.
- GALAMBOS, T. V.; KETTER, R. L. Columns under combined bending and thrust. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, v. 85, n. EM2, p. 1–30, 1959.
- GOLTERMANN, P.; SVENSSON, S. E. Lateral Distortional Buckling: Predicting Elastic Critical Stress. *Journal of Structural Engineering*, v. 114, n. 7, p. 1606–1625, jul. 1988.
- HILLERBORG, A.; MODÉER, M.; PETERSSON, P. E. *Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements*. Cement and Concrete Research, v. 6, n. 6, p. 773–781, 1976.
- HOPE-GILL, M. C.; JOHNSON, R. P. Tests on three three-sapn continuous composite beams. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Civil Engineering*, n. 61, p. 367–381, 1976.

- JOHNSON, R. P.; CHEN, S. Stability of continuous composite plate girders with u-frame action. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*, v. 99, n. 2, p. 187–197, maio 1993.
- JOHNSON, R. P.; FAN, C. K. R. Distortional lateral buckling of continuous composite beams. *Proceedings - Institution of Civil Engineers. Part 2. Research and theory*, v. 91, n. pt 2, p. 131–161, 1991.
- L. Tong, Y. Liu, B. Sun, *et al.*, Experimental investigation on mechanical behavior of steel-concrete composite beams under negative bending, *J. Build. Struct.* 35 (10) (2014) 1–9 (em Chinês).
- LAM, D. *Composite Steel Beams Using Precast Concrete Hollow Core Floor Slabs. Department of Civil Engineering*. Thesis submitted to the Doctor of Philosophy. 1998.
- LAM, D. Capacities of headed stud shear connectors in composite steel beams with precast hollowcore slabs. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 63, n. 9, p. 1160–1174, 2007.
- LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Push-off tests on shear studs with hollow-cored floor slabs. *The Structural Engineer*, v. 76, n. 9, p. 167–174, 1998.
- LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Experiments on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, v. 140, n. 2, p. 127–138, 2000a.
- LAM, D.; ELLIOTT, K. S.; NETHERCOT, D. A. Parametric study on composite steel beams with precast concrete hollow core floor slabs. v. 54, p. 283–304, 2000b.
- LAM, D; UY, B. Recent research and development in composite steel beams with precast hollow core slabs, *Steel Construction*, 37 (2), 2003.
- LEE, J.; FENVES, G. L. Plastic-Damage Model for Cyclic Loading of Concrete Structures. *Journal of Engineering Mechanics*, v. 124, n. 8, p. 892–900, ago. 1998.
- LUBLINER, J. *et al.* A plastic-damage model for concrete. *International Journal of Solids and Structures*, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.
- OEHLERS, D. J., AND BRADFORD, M. A. *Elementary behaviour of composite steel and concrete structural members*, Butterworth-Heinemann, Oxford, U.K, 1999.
- SOUZA, P. T. D.; KATAOKA, M. N.; EL DEBS, A. L. H. C. Experimental and numerical analysis of the push-out test on shear studs in hollow core slabs. *Engineering Structures*, v. 147, p. 398–409, 2017.
- STANDARDS ASSOCIATION OF AUSTRALIA. *AS 4100 (R2016)*. Steel structures. Sydney (Australia), 2016.
- STANDARD ASSOCIATION OF AUSTRALIA/STANDARD ASSOCIATION OF NEW ZEALAND. *AS/NZS 2327 Composite structures - Composite steel-concrete construction in buildings*, Sydney (Australia), 2017
- SVENSSON, S. E. Lateral buckling of beams analysed as elastically supported columns subject to a varying axial force. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 5, n. 3, p. 179–193, 1985.
- UY, B., BRADFORD, M.A. *Composite action of structural steel beams and precast concrete slabs*. Australian Strucutural Conference, 2005.



- VASDRAVELLIS, G. *et al.* Behaviour and design of composite beams subjected to negative bending and compression. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 79, p. 34–47, 2012.
- VLASOV, V. Z. Thin walled elastic beams. Israel Program for Scientific Translations Jerusalem, Israel Available from Office of Technical Services, US Department of Commerce, Washington, D.C., , 1961.
- VRCELJ, Z.; BRADFORD, M. A. Elastic Bubble Augmented Spline Finite Strip Method in Analysis of Continuous Composite Beams. *Australian Journal of Structural Engineering*, v. 7, n. 2, p. 75–84, 22 jan. 2007.
- VRCELJ, Z.; BRADFORD, M. A. Inelastic restrained distortional buckling of continuous composite T-beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 65, n. 4, p. 850–859, 2009.
- WANGBAO, Z. *et al.* Distortional Buckling Analysis of Steel-Concrete Composite Girders in Negative Moment Area. *Mathematical Problems in Engineering*, v. 2014, p. 1–10, 2014.
- WESTON, G.; NETHERCOT, D. A.; CRISFIELD, M. A. *Lateral buckling in continuous composite bridge girders*. Structural engineer London, v. 69, n. 5, p. 79–87, 1991.
- WIJESIRI PATHIRANA, S. *et al.* Flexural behaviour of composite steel–concrete beams utilising blind bolt shear connectors. *Engineering Structures*, v. 114, p. 181–194, maio 2016.
- WILLIAMS, F. W.; JEMAH, A. K. Buckling curves for elastically supported columns with varying axial force, to predict lateral buckling of beams. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 7, n. 2, p. 133–147, jan. 1987.
- YE, J.-H.; CHEN, W. ELASTIC RESTRAINED DISTORTIONAL BUCKLING OF STEEL-CONCRETE COMPOSITE BEAMS BASED ON ELASTICALLY SUPPORTED COLUMN METHOD. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, v. 13, n. 01, p. 1350001, 6 fev. 2013.
- YU, T. *et al.* Finite element modeling of confined concrete-I: Drucker–Prager type plasticity model. *Engineering Structures*, v. 32, n. 3, p. 665–679, mar. 2010.
- ZHOU, W.-B.; LI, S.-J.; YAN, W.-J. Practical formulas towards distortional buckling failure analysis for steel-concrete composite beams. *The Structural Design of Tall and Special Buildings*, v. 25, n. 18, p. 1055–1072, 25 dez. 2016.
- ZHOU, W.-B.; YAN, W.-J. Refined nonlinear finite element modelling towards ultimate bending moment calculation for concrete composite beams under negative moment. *Thin-Walled Structures*, v. 116, p. 201–211, jul. 2017.
- ZHOU, W. B. *et al.* Elastic Distortional Buckling Analysis of I-Steel Concrete Composite Beam Considering Shear Deformation. *International Journal of Structural Stability and Dynamics*, v. 16, n. 8, p. 1–22, 2016.

COMO CITAR ESTE ARTIGO:

Rossi, A., Nicoletti, R. S., de Souza, A. S. C., & Martins, C. H. (2022). INVESTIGAÇÃO DA FLAMBAGEM LATERAL COM DISTORÇÃO EM VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO COM LAJES ALVEOLARES. *HOLOS*, 8. Recuperado de <https://www2.ifrn.edu.br/ojs/index.php/HOLOS/article/view/10284>

SOBRE OS AUTORES:

A. ROSSI



Alexandre Rossi, Universidade Federal de Uberlândia (UFU)
Faculdade de Engenharia Civil / Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Civil (PPGEC)
Professor Associado da Faculdade de Engenharia Civil (FECIV) da Universidade Federal
de Uberlândia (UFU).
E-mail: alexandre-rossi@hotmail.com
ORCID-ID: <https://orcid.org/0000-0001-9590-1554>

R.S. NICOLETTI
Renato Silva Nicoletti, Universidade Federal de São Carlos (UFSCar)
Departamento de Engenharia Civil Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Civil (PPGECiv)
Doutorando do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil na Linha de Pesquisa
de Estudo e Desenvolvimento de Sistemas Estruturais pela Universidade Federal de São
Carlos (PPGECiv/UFSCar).
E-mail: renato_nicoletti@hotmail.com
ORCID-ID: <https://orcid.org/0000-0002-3021-0944>

A.S.C. SOUZA
Alex Sander Clemente Souza, Universidade Federal de São Carlos
(UFSCar) Departamento de Engenharia Civil Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Civil (PPGECiv)
Professor Associado do Departamento de Engenharia Civil (DECiv) da Universidade
Federal de São Carlos (UFSCar).
E-mail: alex@ufscar.br
ORCID-ID: <https://orcid.org/0000-0003-3411-0649>

C.H. MARTINS
Carlos Humberto Martins, Universidade Estadual de Maringá (UEM)
Departamento de Engenharia Civil Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Civil (PCV)
Professor Associado do Departamento de Engenharia Civil (DEC) da Universidade
Estadual de Maringá (UEM).
E-mail: chmartins@uem.br
ORCID-ID: <https://orcid.org/0000-0001-7342-5665>

Editora responsável: Francinaide de Lima Silva Nascimento



Recebido: 29 de maio de 2020
Aceito: 5 de fevereiro de 2021
Publicado: 28 de dezembro de 2022



