

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

VINICIUS MOURA DE OLIVEIRA

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE VIGAS CELULARES
MISTAS DE AÇO E CONCRETO EM REGIÕES DE MOMENTO
FLETOR NEGATIVO**

MARINGÁ

2022

VINICIUS MOURA DE OLIVEIRA

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE VIGAS CELULARES
MISTAS DE AÇO E CONCRETO EM REGIÕES DE MOMENTO
FLETOR NEGATIVO**

Dissertação apresentada como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de mestre em Engenharia Civil do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins
Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi

MARINGÁ

2022

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

O48a

Oliveira, Vinicius Moura de

Avaliação do comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto em regiões de momento fletor negativo / Vinicius Moura de Oliveira. -- Maringá, PR, 2022.
131 f.: il. color., figs., tabs.

Orientador: Prof. Dr. Carlos Humberto Martins.

Coorientador: Prof. Dr. Alexandre Rossi.

Dissertação (Mestrado) - Universidade Estadual de Maringá, Centro de Tecnologia, Departamento de Engenharia Civil, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, 2022.

1. Vigas celulares mistas (Engenharia civil). 2. Momento fletor negativo (Engenharia civil). 3. Flambagem lateral com distorção (Engenharia civil). 4. Análise numérica. I. Martins, Carlos Humberto, orient. II. Rossi, Alexandre, coorient. III. Universidade Estadual de Maringá. Centro de Tecnologia. Departamento de Engenharia Civil. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil. IV. Título.

CDD 23.ed. 624

VINICIUS MOURA DE OLIVEIRA

**AVALIAÇÃO DO COMPORTAMENTO DE VIGAS CELULARES MISTAS DE
AÇO E CONCRETO EM REGIÕES DE MOMENTO FLETOR NEGATIVO**

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 09/03/2022, julgada adequada para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL e aprovada em sua forma final, como requisito parcial para a obtenção do título de MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL DA UNIVERSIDADE ESTADUAL DE MARINGÁ

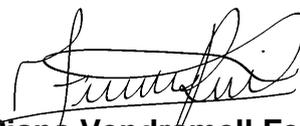
BANCA EXAMINADORA



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



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



Prof. Dr. Felipe Piana Vendramell Ferreira
Faculdade de Engenharia Civil
Universidade Federal de Uberlândia



Prof. Dr. Elyson Andrew Pozo Liberati
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Estadual de Maringá

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus por sempre abençoar meu caminho, iluminar meus pensamentos e me proteger. Por me proporcionar grandes conquistas e me dar forças todo momento ao longo de minha vida.

Aos meus pais, Maria Celina de Moura de Oliveira e Claudenir de Oliveira, por todo sustento, educação e, principalmente, o amor que sempre me deram. Por me mostrarem como levar uma vida digna e com humildade, sempre deixando claro o valor que nossa família tem.

Ao amor da minha vida, Heloísa Gomes Spada, por sempre me apoiar e estar ao meu lado tanto nos bons quanto nos maus momentos. Sem dúvidas, foi a pessoa que mais me trouxe forças para vencer esta etapa da minha vida. Agradeço também a família Spada (Janaína, Ademilson e Heitor), por todo carinho e pelo acolhimento.

Ao meu orientador, Professor Dr. Carlos Humberto Martins, e ao meu coorientador, Professor Dr. Alexandre Rossi, por todos os ensinamentos, materiais, correções e atenção que direcionaram a mim. Agradeço pela amizade e por me aceitarem para desenvolver este trabalho.

A todos que contribuíram para o desenvolvimento dos artigos e do presente trabalho. Agradeço aos meus companheiros do grupo de pesquisa, Felipe e Lucas, pelas ajudas prestadas e pelo trabalho em equipe.

Aos muitos amigos que tive o prazer de conviver ao longo destes anos.

A todos professores que contribuíram com minha formação acadêmica.

A minha família por todo o apoio, união e apreço por mim.

RESUMO

A utilização de vigas celulares mistas de aço e concreto na construção de edifícios tem como vantagens reduzir o peso do sistema de piso, possibilidade de construir vãos maiores e a passagem de tubulações, o que favorece a compatibilização dos projetos complementares. Ao utilizar ligações rígidas ou semirrígidas, este sistema de piso estrutural apresenta melhor comportamento contra vibração e controle de deflexões devido a melhor distribuição de momento fletor quando comparado com vigas simplesmente apoiadas. Nesse contexto, o comportamento estrutural torna-se complexo devido às regiões próximas às ligações. Nestas regiões, as vigas celulares mistas são submetidas ao momento fletor negativo, onde a resistência da viga pode ser definida pela Flambagem Lateral com Distorção (FLD) combinada com modos de falha locais. Poucos estudos, presentes na literatura, abordaram o comportamento desse sistema estrutural submetido ao momento fletor negativo. Além disso, as recomendações de projeto e de cálculo contemplam apenas a verificação da FLD em vigas mistas de aço e concreto de alma cheia, desconsiderando a interação entre os modos de flambagem. Desse modo, o presente estudo tem como objetivo investigar o comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto submetidas ao momento fletor negativo. Um modelo de elementos finitos foi desenvolvido e validado via *software* ABAQUS. As dimensões da seção-I, comprimento destravado, distribuição de momento negativo e os principais parâmetros geométricos de vigas celulares, como o diâmetro de abertura e a largura do montante da alma, foram variados. No total foram analisados 360 modelos. Os resultados também foram comparados com procedimentos analíticos. Concluiu-se que houve divergências entre as comparações dos resultados numéricos com os modelos analíticos, no qual pode ter ocorrido por estes procedimentos não considerarem os efeitos das aberturas na alma no comportamento à FLD. Os parâmetros chave, como as razões do diâmetro de abertura pela altura do perfil original de aço (D_0/d) e do espaçamento das aberturas pelo diâmetro (p/D_0), mostraram uma influência significativa na capacidade resistente bem como no modo de falha dos modelos. As dimensões da seção-I foi o parâmetro que teve maior influência na capacidade de carga dos modelos.

Palavras-chave: Vigas celulares mistas de aço e concreto; Momento fletor negativo; Flambagem lateral com distorção; Análise numérica.

ABSTRACT

The use of steel-concrete composite cellular beams in the construction of multi-storey buildings has the advantages of reducing the floor system's weight, overcoming larger spans, and the passage of ducts, which favors the compatibility of complementary projects. When using rigid or semi-rigid connections, this structural floor system has better vibration behavior and deflections control due to hogging moment distribution when compared with simply support beams. In this context, the structural behavior becomes complex due to the regions close to the connections. In these regions, the composite cellular beams are subjected to a hogging moment, where the resistance of the beam can be defined by Lateral Distortional Buckling (LDB) combined with local buckling modes. Few investigations, which are present in the literature, have addressed the behavior of this structural system subjected to hogging moment. In addition, the design and calculation recommendation only address LDB verification on steel-concrete composite beams without web openings, thus disregarding the interaction between the buckling modes. Thus, the present study aims to investigate the behavior of steel-concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. A finite element model is developed and validated via ABAQUS software. The I-section dimensions, free span, hogging moment distribution, and the key geometric parameters of cellular beams such as the opening diameter and web post width are varied. In total, 360 models were analyzed. The results are compared with analytical procedures. It was concluded that there were divergences between the comparisons of numerical results with the analytical models, which may have occurred by these procedures not considering the effects of web openings on the LDB behavior. The key parameters, such as the ratio of the opening diameter to the original steel profile height (D_0/d) and the opening spacing to the diameter (p/D_0), showed a significant influence on the resistant capacity, as well as the failure mode of the models. The I-section dimensions were the parameters that had the greatest influence on the load carrying capacity of the models.

Keywords: Steel-concrete composite cellular beams, Hogging moment, Lateral distortional buckling, Numerical analysis.

SUMÁRIO

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO	7
1.1 JUSTIFICATIVA	13
1.2 OBJETIVOS	14
1.3 SÍNTESE DA METODOLOGIA	15
1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO	16
CAPÍTULO 2 – ESTADO DA ARTE	18
2.1 O COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS CELULARES DE AÇO E VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO	19
2.1.1 MODOS DE INSTABILIDADE LOCAL	22
2.1.2 MODOS DE INSTABILIDADE GLOBAL E SUAS INTERAÇÕES COM MODOS LOCAIS	26
2.2 FLD EM VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO	29
2.3 PRESCRIÇÕES NORMATIVAS E PROCEDIMENTOS DE CÁLCULO PARA VERIFICAÇÃO À FLD	33
2.3.1 MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO À FLD	35
2.3.2 MOMENTO ÚLTIMO À FLD	42
2.3.3 ADAPTAÇÕES DAS NORMATIVAS E PROPOSIÇÕES DE CÁLCULO PARA VERIFICAÇÃO À FLD	45
CAPÍTULO 3 – MODELAGEM NUMÉRICA	49
3.1 FUNDAMENTOS DA MODELAGEM NUMÉRICA	49
3.1.1 MODELOS CONSTITUTIVOS	50
3.1.2 DISCRETIZAÇÃO	53
3.1.3 CONDIÇÕES DE CONTORNO	54
3.1.4 CONTATO ENTRE OS ELEMENTOS ESTRUTURAIS (INTERAÇÕES)	56
3.1.5 IMPERFEIÇÕES INICIAIS	57
3.2 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	59
3.2.1 MODELO DE TONG <i>ET AL.</i> (2014)	60
3.2.2 MODELO DE SALAH (2009)	63
CAPÍTULO 4 – ESTUDO PARAMÉTRICO	69
4.1 FUNDAMENTOS DA PARAMETRIZAÇÃO	69
4.2 DETALHES DO ESTUDO PARAMÉTRICO	71
CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES	78
5.1 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS	78
5.1.1 VÃO DESTRAVADO E DISTRIBUIÇÃO DO MOMENTO FLETOR NEGATIVO	79

5.1.2	DIMENSÕES DA SEÇÃO-I (B_F, T_F E T_W)	88
5.1.3	PARÂMETROS CHAVE DE VIGAS CELULARES (D_0/D E P/D_0)	90
5.1.4	ANÁLISE COMPARATIVA DOS PARÂMETROS	103
5.2	PRECISÃO OBTIDA PELAS FORMULAÇÕES DE VERIFICAÇÃO DA FLD	107
5.2.1	PROPOSIÇÕES DE CÁLCULO DO M_{CR}	107
5.2.2	PROPOSIÇÕES DE CÁLCULO DO M_U	111
	CAPÍTULO 6 – CONSIDERAÇÕES FINAIS	117
6.1	CONCLUSÕES	117
6.2	SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS	120
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	121
	APÊNDICE A	131

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

Os primeiros perfis de aço com aberturas sequenciais na alma (perfis alveolares) surgiram com geometria hexagonal. Essas vigas receberam a nomenclatura de vigas casteladas, por apresentarem geometria semelhante as paredes dos castelos medievais (OLIVEIRA, 2012). Alternativamente as vigas casteladas, surgiram as vigas com aberturas circulares, conhecidas como vigas celulares. Enquanto as vigas casteladas requerem apenas um corte com um padrão em zigue-zague ao longo de sua alma (Figura 1.1a), as vigas celulares requerem dois cortes em um padrão semicircular (Figura 1.1b). O surgimento de vigas celulares foi primeiramente para aplicação arquitetônica, onde estruturas de aço expostas com aberturas circulares na alma da viga foram consideradas esteticamente agradáveis (ERDAL; SAKA, 2013). Contudo, de acordo com Erdal e Saka (2013), as vigas celulares produzem uma solução mais eficiente e econômica do que as vigas casteladas devido a sua geometria flexível, pois apresenta a possibilidade de ampla variação do diâmetro (D_0) e do espaçamento (p) das aberturas. A Figura 1.2 apresenta os parâmetros geométrico de vigas celulares, no qual d é a altura do perfil original, d_g a altura do perfil celular, b_w a largura do montante da alma, e b_{we} a largura do montante da alma de extremidade.

No pré-dimensionamento de vigas que possuem grandes vãos e cargas relativamente baixas, geralmente, as seções de aço atendem aos requisitos de resistência, porém, há a dificuldade em atenderem aos requisitos de serviço. Nesse caso, há a necessidade de vigas com maior altura, e conseqüentemente, maior rigidez. Isso normalmente ocorre em estruturas de coberturas (ginásios de esportes (Figura 1.3), barracões industriais, supermercados, teatros), edifícios-garagem, pontes, passarelas e pisos de estações rodoviárias (VIEIRA, 2014).

Figura 1.1: Processo de fabricação de vigas alveolares



(a) Perfis castelados



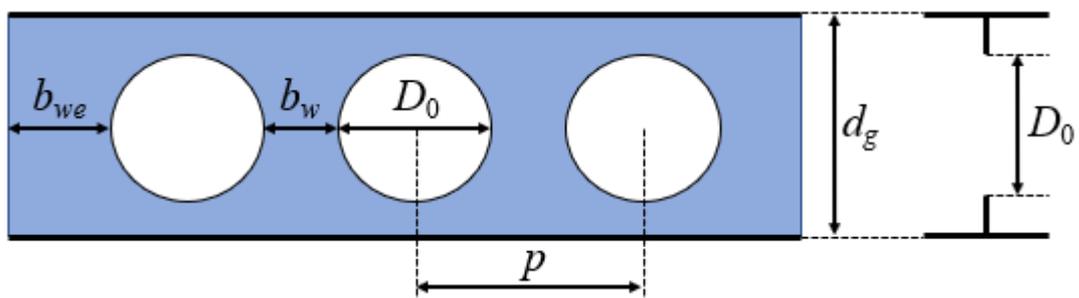
(b) Perfis celulares

Fonte: <http://www.grunbauer.nl/>, <https://www.kloecknermetalsuk.com/> e AcelorMittal (2015)

Figura 1.2: Parâmetros geométricos de vigas celulares



(a) Perfil de aço original

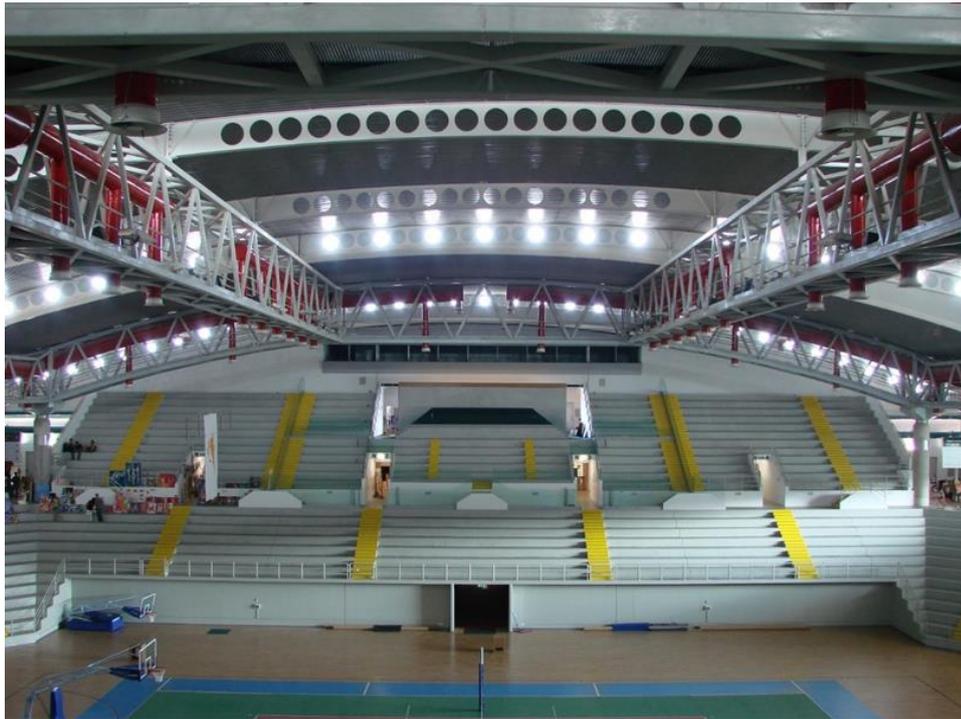


(b) Perfil celular de aço

Fonte: O autor (2022)

Figura 1.3: Ginásio de Esportes Limassol, Chipre

(a) Área externa



(b) Área interna

Fonte: <https://archello.com/story/44883/attachments/photos-videos> e
<https://mapcarta.com/W18457730>

O uso de perfis alveolares é uma solução adequada para esse problema. Esses perfis apresentam maior rigidez à flexão em relação às seções originais das quais foram fabricados. Além disso, o uso de perfis alveolares possibilita a passagem de tubulações que favorece a

integração entre os serviços (Figura 1.4) (FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2020a). No Brasil, há exemplos interessantes da utilização dos perfis alveolares, por exemplo, no *Golden Hall*, centro de convenções *World Trade Center* (Figura 1.5), em São Paulo, que foram utilizados para atender à necessidade de vencer grandes vãos e facilitar a passagem de dutos diversos (BRINKHUS, 2015).

A utilização de perfis celulares em vigas mistas de aço e concreto justifica-se pelo considerável ganho na capacidade resistente do sistema de piso, dessa forma, podem-se projetar vigas para vencer vãos de 12 a 20 m de comprimento (LAWSON *et al.*, 2006; LAWSON; SAVERIRAJAN, 2011). Contudo, o comportamento dos perfis celulares torna-se mais complexo do que dos perfis de alma cheia (GRILO *et al.*, 2018). Devido as aberturas na alma, os perfis celulares são suscetíveis a modos de instabilidades complexos (GRILO *et al.*, 2018; SHAMASS; GUARRACINO, 2020; TSAVDARIDIS; MELLO, 2011). As Figura 1.6a e b apresentam exemplos da utilização de vigas celulares mistas.

Figura 1.4: Passagem de tubulações pelos alvéolos da viga celular



Fonte: AcelorMittal (2015)

Figura 1.5: Estrutura com vigas celulares do centro de convenções *World Trade Center*

Fonte: <https://www.linkedin.com/company/world-trade-center-s-o-paulo/?originalSubdomain=il>. Consultado em 15/02/2021.

Outro mecanismo estrutural que pode ser utilizado para aprimorar ainda mais a capacidade resistente de vigas celulares mistas é a utilização de ligações com considerável rigidez, como o caso de vigas contínuas e semicontínuas que possuem ligações com rigidez total ou parcial, respectivamente (JOHNSON, 2004). Entretanto, em vigas contínuas e semicontínuas há o surgimento de momento fletor negativo na região dos apoios. Nestas regiões, o perfil de aço encontra-se comprimido e a laje de concreto tracionada (DE ANGELIS; PECCE; LOGORANO, 2019; ROSSI *et al.*, 2020a, 2021a). Mesmo que a ideia principal de se utilizar pisos mistos seja por conta da laje de concreto resistir aos esforços de compressão e o perfil de aço resistir aos esforços de tração devido ao momento fletor positivo (VASDRAVELLIS *et al.*, 2012a), notam-se vantagens ao se utilizar vigas contínuas e semicontínuas, como a diminuição da flecha e a possibilidade de execução de maiores vãos (JOHNSON, 2004).

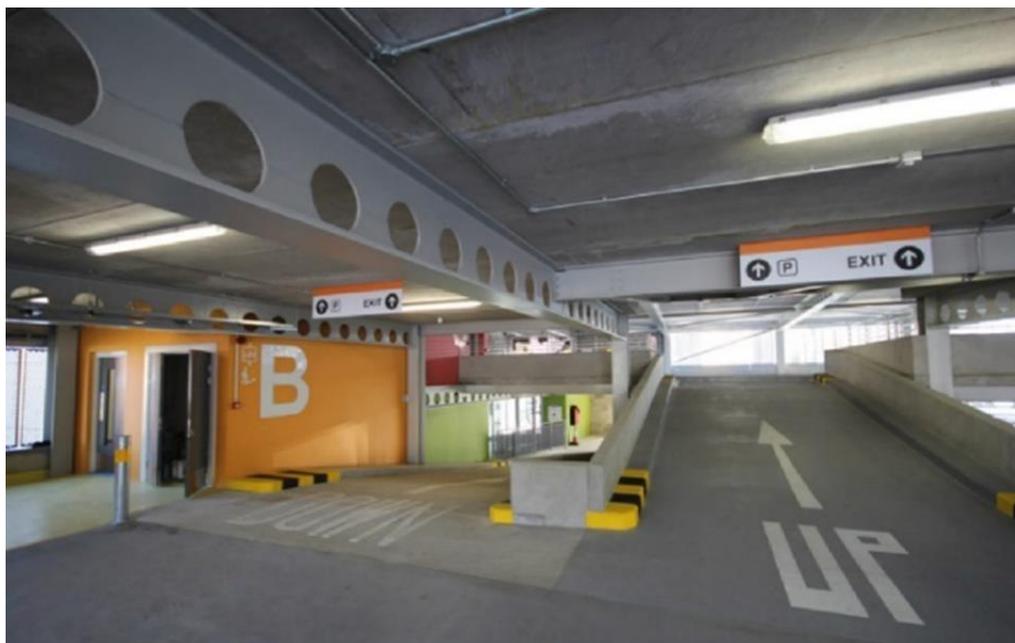
Vigas mistas contínuas e semicontínuas, na região de momento fletor negativo, podem atingir a falha por Flambagem Lateral com Distorção (FLD). Este modo de falha é caracterizado por um deslocamento lateral e rotação da mesa inferior acompanhado da distorção da alma (Figura 1.7). Visto que a mesa inferior do perfil é submetida a tensões de compressão, a mesa inferior tende a se deslocar lateralmente para fora do plano de flexão. Quando a alma do perfil não possui rigidez à flexão suficiente para conter esse deslocamento lateral da mesa, o perfil apresenta a FLD (ROSSI *et al.*, 2020a). Além disso, estudos mostraram que as vigas mistas podem atingir a falha por uma interação entre a FLD e modos de instabilidades locais (BRADFORD; JOHNSON, 1987; FAN, 1990; JOHNSON; FAN,

1991; TONG *et al.*, 2014; WESTON; NETHERCOT; CRISFIELD, 1991). De acordo com os testes experimentais de Salah (2009) e Gizejowski e Salah (2010b), as vigas celulares mistas submetidas à flexão negativa podem apresentar modo de falha por uma interação entre a FLD e Flambagem do Montante da Alma (FMA).

Figura 1.6: Exemplos e aplicações de vigas celulares mistas

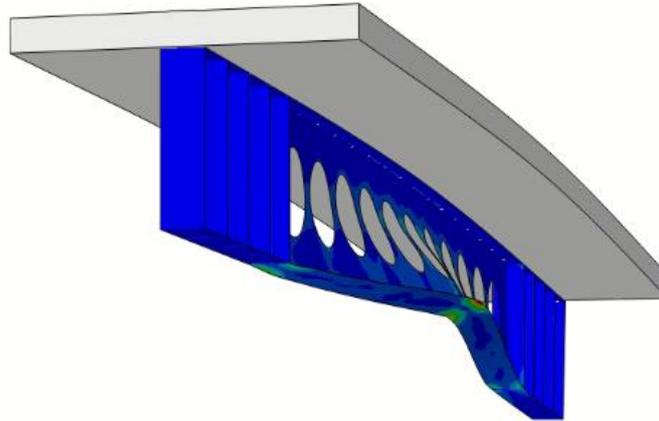


(a) *Rocade de Bonnevoie*, Luxemburgo



(b) Estacionamento do Hospital Altnagelvin

Fonte: AcelorMittal (2015) e <https://www.kloecknermetalsuk.com/>

Figura 1.7: Flambagem lateral com distorção em vigas celulares mistas

Fonte: O autor (2022)

Neste contexto, verificando a carência de estudos sobre o tema, esse trabalho tem como objetivo analisar quais os principais parâmetros que influenciam o comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto em regiões de momento fletor negativo.

1.1 JUSTIFICATIVA

O uso de estruturas de peso próprio elevado, como o caso de estruturas em concreto armado, pode acarretar em um alto consumo de materiais para construção de suas fundações, o que eleva consideravelmente o custo da mesma. Sendo assim, a utilização de estruturas mistas de aço e concreto pode ser uma solução viável a se tomar para este problema, principalmente se tratando de pisos mistos convencionais (laje sobre a viga de aço). Este sistema obtém maior aproveitamento de cada material, pois o concreto da laje resiste fundamentalmente à compressão, enquanto que o perfil de aço resiste à tração. Além disso, há outros benefícios com a adoção de estruturas mistas devido à industrialização do processo construtivo que leva maior velocidade de execução e melhor controle de qualidade.

Buscando uma otimização ainda maior do sistema estrutural surgem os perfis alveolares, que possuem uma expansão em sua altura resultado do processo de corte e solda da alma do perfil I. Desse modo, é possível obter um perfil com maior altura e maior rigidez à flexão sem aumentar o consumo de aço. Quanto às vigas alveolares mistas, o fato de a laje trabalhar em conjunto com o perfil alveolar de aço aumenta consideravelmente sua capacidade resistente, podendo vencer vãos entre 12m e 20m. Outro aspecto importante é a facilidade de passar as tubulações de serviços através das aberturas na alma, solução que pode

reduzir a altura total do pavimento (LAWSON *et al.*, 2006; LAWSON; SAVERIRAJAN, 2011).

Além disso, vigas mistas contínuas e semicontínuas na região de momento fletor negativo, podem atingir a falha por Flambagem Lateral com Distorção (FLD), Flambagens Locais no perfil ou pela combinação entre esses modos de falha. A norma brasileira (ABNT NBR 8800:2008) e as principais normas internacionais não abordam a verificação da FLD em vigas celulares mistas de aço e concreto. Embora existam recomendações de projeto que apresentam a verificação da resistência em vigas celulares mistas, como SCI P355 (LAWSON; HICKS, 2011) e o *Steel Design Guide 31* (FARES; COULSON; DINEHART, 2016), estes guias não contemplam a verificação da FLD.

Corroboram e justificam o desenvolvimento do presente estudo o fato de que as pesquisas desenvolvidas no Brasil, e também em nível internacional, não apresentam um número relevante de estudos envolvendo o comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto sob a ação de momento fletor negativo. Em vista disso, é notório a necessidade de se preencher essa lacuna para possibilitar maior conhecimento sobre o comportamento desses elementos estruturais, e assim, fazer seu uso com segurança. Deste modo, o objetivo deste trabalho é abordar essa problemática contribuindo com o desenvolvimento da construção civil brasileira.

1.2 OBJETIVOS

Este trabalho tem como objetivo geral analisar o comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto sob ação de momento fletor negativo, dando-se ênfase ao modo de falha por Flambagem Lateral com Distorção (FLD). A partir desse objetivo geral têm-se os seguintes objetivos específicos:

- Investigar, via análise numérica, os modos de falha que regem o comportamento de vigas celulares mistas em regiões de momento fletor negativo;
- Avaliar a influência de parâmetros como: dimensões da seção-I; parâmetros chave do diâmetro e espaçamento das aberturas; e o comprimento de vão sob momento negativo;
- Avaliar a influência da distribuição de momento negativo (distribuição uniforme e distribuições lineares) na capacidade resistente à FLD;

-
- Comparar os resultados obtidos com procedimentos normativos e formulações analíticas utilizando-se de adaptações, disponíveis na literatura, para verificação da capacidade resistente à FLD de vigas celulares mistas.

1.3 SÍNTESE DA METODOLOGIA

Esta dissertação de mestrado tem seu foco na investigação numérica do comportamento de vigas celulares mistas em regiões de momento fletor negativo, e para tal, um estudo paramétrico foi realizado. Este estudo é importante para extrapolar e aprofundar as análises, considerando a variação de parâmetros que necessitam de investigações sobre a sua influência no comportamento de vigas celulares mistas.

A **modelagem numérica** foi elaborada por meio da ferramenta computacional ABAQUS. Um estudo de validação do modelo numérico foi realizado comparando seus resultados com os obtidos por testes experimentais. Como não haverá resultados experimentais produzido pelo proponente, a validação dos modelos será feita comparando seus resultados com de testes experimentais fornecidos pela bibliografia especializada. Deste modo, por meio das simulações numéricas serão realizadas:

1. Desenvolvimento do modelo numérico com base em referências bibliográficas que abordaram investigações numéricas do comportamento de vigas de aço e mistas de aço e concreto;
2. Aferição prévia do modelo numérico desenvolvido com resultados experimentais presentes na literatura;
3. Validação do modelo numérico desenvolvido a partir de resultados experimentais presentes na literatura;
4. Avaliação prévia da influência das aberturas na alma de modelos de vigas celulares mistas;
5. Definição da geometria dos modelos para o estudo paramétrico, incluindo a distribuição das aberturas e distância da primeira abertura em relação à extremidade da viga;
6. Estudo paramétrico para avaliar a influência de parâmetros como: dimensões da seção transversal do perfil I; parâmetros chave das aberturas de vigas celulares; comprimento de vão sob momento fletor negativo; e a distribuição uniforme e linear de momento negativo.

A **investigação paramétrica** tem como objetivo determinar a influência dos principais parâmetros sobre a capacidade resistente à FLD de vigas celulares mistas de aço e concreto. Portanto, para o desenvolvimento do estudo paramétrico, as seguintes variáveis foram investigadas:

- Dimensões da seção transversal do perfil I (b_f , t_f e t_w);
- Parâmetros chave de vigas celulares como a razão do diâmetro das aberturas pela altura da seção original (D_0/d), bem como a razão do espaçamento das aberturas pelo diâmetro (p/D_0);
- Comprimento do vão destravado;
- Diferentes distribuições de momento fletor negativo.

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

O presente trabalho está organizado em seis capítulos e um apêndice. No *Capítulo 1* é apresentado a definição do problema, a promessa do trabalho, a justificativa, os objetivos, e uma síntese da metodologia.

No *Capítulo 2* é encontrado o estado da arte, no qual engloba os principais estudos que fundamentaram o desenvolvimento do presente trabalho. Como há poucas investigações sobre o comportamento à FLD de vigas celulares mistas de aço e concreto, o *Capítulo 2* também apresenta os estudos que avaliaram o comportamento de vigas celulares de aço e mistas de aço e concreto sob momento fletor positivo, bem como aqueles que investigaram a FLD em vigas mistas de alma cheia. O capítulo também traz informações sobre os procedimentos normativos para verificação da capacidade resistente à FLD de vigas mistas de aço e concreto.

No *Capítulo 3* é desenvolvido o modelo numérico utilizado no estudo paramétrico. Também, é apresentada a validação do modelo numérico comparando seus resultados com os de ensaios experimentais disponíveis na literatura.

O *Capítulo 4* apresenta o detalhamento do estudo paramétrico, no qual mostra todos os parâmetros investigados, bem como as propriedades dos materiais e a geometria dos modelos paramétricos.

No *Capítulo 5* é encontrado os resultados e discussões a respeito das investigações realizadas. Análises qualitativas, quantitativas e comparações de resultados numéricos com procedimentos analíticos são apresentadas.

CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO

O *Capítulo 6* apresenta as principais conclusões de acordo com as observações realizadas, bem como as recomendações para futuras investigações acerca do tema.

Finalmente, no *Apêndice A* são apresentados os artigos científicos desenvolvidos ao longo do mestrado. Estes artigos fundamentaram a estruturação da presente dissertação.

CAPÍTULO 2

ESTADO DA ARTE

No início, era costume projetar a estrutura de aço para suportar todo o peso da laje de concreto e seu carregamento; mas, por volta de 1950, o desenvolvimento de conectores de cisalhamento tornara praticável conectar a laje à viga e, assim, obter a ação da viga “T” que há muito tempo era usada na construção de concreto (JOHNSON, 2004). O termo viga mista refere-se a esse tipo de estrutura.

Por meio da união de vigas alveolares de aço e vigas mistas de aço e concreto, obtêm-se as vigas alveolares mistas, nas quais são potencializadas as vantagens e mitigadas as desvantagens dos dois sistemas estruturais, sendo possível reduzir o consumo de materiais, e, conseqüentemente, os impactos ambientais gerados (SILVA *et al.*, 2019). Além disso, a utilização de vigas mistas contínuas pode aprimorar ainda mais a questão da capacidade resistente do sistema de piso. Entretanto, em vigas contínuas há o surgimento de momento fletor negativo na região dos apoios. Nestas regiões, as vigas mistas podem atingir a falha por Flambagem Lateral com Distorção (FLD) (JOHNSON, 2004).

Devido à falta de estudos que investigaram vigas celulares mistas de aço e concreto submetidas ao momento fletor negativo, ainda não há estudos que abordaram todos os possíveis modos de falha que podem ocorrer nessas estruturas. O único estudo experimental encontrado na literatura é o estudo de Salah (2009) e Gizejowski e Salah (2010b). Os autores destacaram que a FLD pode ocorrer simultaneamente com a Flambagem do Montante da Alma (FMA). O comportamento à FLD de vigas mistas de alma cheia possui um número de investigações consideravelmente maior do que de vigas celulares mistas (BRADFORD, 1998, 2000; BRADFORD; JOHNSON, 1987; CHEN, 1992; CHEN; JIA, 2010; CHEN; WANG, 2012; FAN, 1990; HOPE-GILL; JOHNSON, 1976; JOHNSON; CHEN, 1993; JOHNSON; FAN, 1991; KITAOKA *et al.*, 2017; OLIVEIRA *et al.*, 2021; ROSSI *et al.*, 2020a, 2021a; TONG *et al.*, 2014; VASDRAVELLIS *et al.*, 2012a, 2012b; VRCELJ; BRADFORD, 2007, 2009; WESTON; NETHERCOT; CRISFIELD, 1991; ZHOU; YAN, 2017). Contudo, o comportamento das vigas celulares torna-se mais complexo devido às aberturas sequenciais

na alma. Neste contexto, as vigas celulares são suscetíveis a modos de falha que não ocorrem em vigas de alma cheia. De acordo com estudos que abordaram o comportamento à flexão de vigas celulares de aço, essas vigas podem atingir a falha pela Flambagem Lateral com Torção (FLT), Flambagem Distorcional da Alma (FDA), Flambagem do Montante da Alma (FMA), Mecanismo Vierendeel (MV), Plastificação do Tê Comprimido (PTC) ou pelo acoplamento desses modos de falha (BHAT; GUPTA, 2020; EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014; ELLOBODY, 2012a; ERDAL; SAKA, 2013; FERREIRA; MARTINS, 2020; FERREIRA; ROSSI; MARTINS, 2019; GRILO *et al.*, 2018; PANEDPOJAMAN; SAE-LONG; CHUB-UPPAKARN, 2016; SWEEDAN, 2011).

Devido à escassez de estudos que abordaram o comportamento à FLD de vigas celulares mistas, o desenvolvimento deste trabalho foi baseado em estudos que abordaram o comportamento à flexão de vigas celulares e estudos sobre a FLD em vigas mistas de alma cheia. Para um melhor entendimento das interações entre os modos de instabilidade em vigas celulares sob flexão, o presente trabalho utilizou estudos que abordaram o comportamento à FLT de vigas celulares de aço. De acordo com o exposto, neste capítulo é apresentado o estado da arte sobre os modos de falha de vigas celulares e da FLD em vigas mistas de aço e concreto.

2.1 O COMPORTAMENTO ESTRUTURAL DE VIGAS CELULARES DE AÇO E VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO

Os perfis celulares de aço podem atingir a capacidade resistente por instabilidade antes de se atingir o limite de resistência dos materiais. A resistência à flexão desses perfis pode ser determinada pelos modos de instabilidades locais e global, e também, pela interação de ambos os modos (EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014). Desse modo, nesta seção serão apresentados os estudos que avaliaram os modos de instabilidades locais e global, e sua interação com modos de instabilidades locais.

As vigas celulares de aço podem apresentar instabilidade lateral quando o “tê” comprimido não possui restrição lateral suficiente (BOISSONNADE *et al.*, 2014; SONCK; BELIS, 2015). Assim, essas vigas podem atingir sua capacidade resistente por Flambagem Lateral com Torção (FLT) (FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2020a) (Figura 2.1). Além disso, essas vigas podem atingir a falha por uma interação entre Flambagem Lateral e Distorcional da Alma (FLT + FDA) (EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014;

FERREIRA; MARTINS, 2020; FERREIRA; ROSSI; MARTINS, 2019; PANEDPOJAMAN; SAE-LONG; CHUB-UPPAKARN, 2016). A interação entre esses modos de falha é conhecida como Flambagem Lateral com Distorção (FLD). Em geral, a FLD ocorre em perfis de comprimento intermediário com alma de elevada esbeltez (h_w/t_w). Este fenômeno é caracterizado pela ocorrência simultânea da distorção da alma e deslocamento lateral da seção transversal (ZIRAKIAN; SHOWKATI, 2006).

Figura 2.1: Flambagem lateral com torção



(a) Teste experimental por Erdal e Saka (2013)



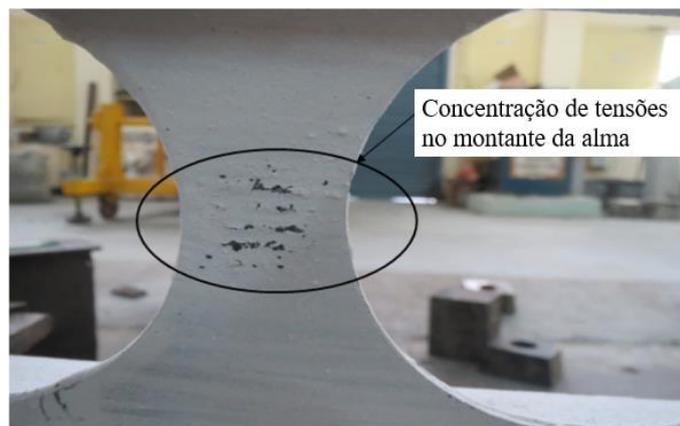
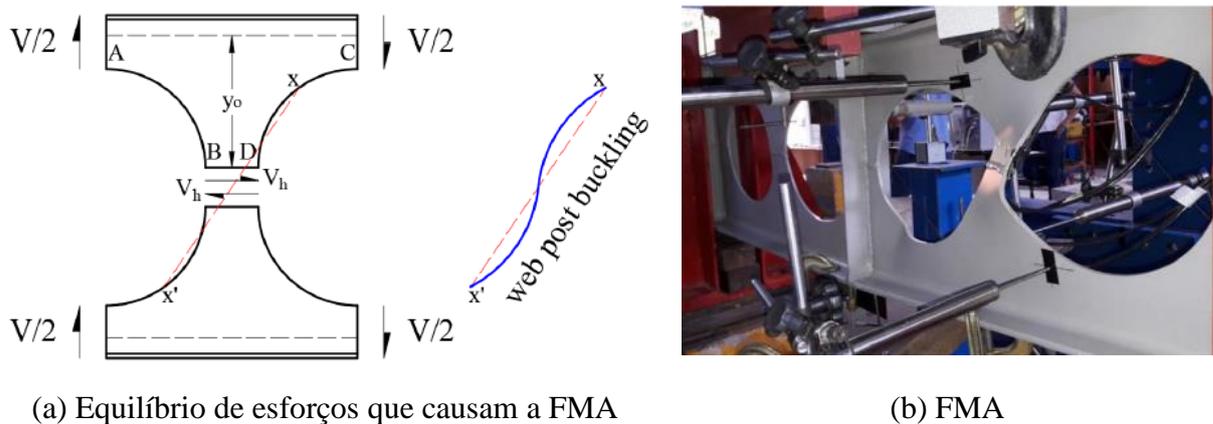
(b) Teste experimental por Sonck (2014)

Fonte: Erdal e Saka (2013) e Sonck (2014)

As vigas celulares de aço também podem atingir a capacidade resistente pela Flambagem do Montante da Alma (FMA), pela Plastificação do Montante da Alma (PMA), e pelo mecanismo Vierendeel (MV) (ERDAL; SAKA, 2013; GRILO et al., 2018; MORKHADE; GUPTA, 2017; PANEDPOJAMAN; THEPCHATRI; LIMKATANYU, 2014; WARREN, 2001). A FMA pode ocorrer por cisalhamento ou compressão. Este último sendo causado por carga externa concentrada na região do montante da alma sem a presença de enrijecedores transversais (GRILO, 2018). Neste caso, o modo de instabilidade é caracterizado apenas pelo deslocamento lateral do montante da alma para fora do plano da viga. Por outro lado, a FMA por cisalhamento ocorre devido à alta magnitude das tensões de cisalhamento. Este fenômeno ocorre devido a tensões de flexão que surgem no montante da

alma devido ao cisalhamento horizontal, que está localizado a uma distância y_o do centro geométrico da seção-T (Figura 2.2a). Neste cenário, a FMA é caracterizada pelo deslocamento lateral com torção (Figura 2.2b) (FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2020a; GRILO *et al.*, 2018), já que as bordas AB e CD estão em tração e em compressão, respectivamente. A PMA é caracterizada pela concentração excessiva de tensões na região do montante da alma (Figura 2.2c), atingindo níveis acima da tensão de escoamento do aço estrutural (MORKHADE; GUPTA, 2017). O MV é caracterizado pela distorção e formação de rótulas plásticas nas aberturas, que surgem devido à chamada flexão de Vierendeel (Figura 2.3) (FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2021; TSAVDARIDIS; ASCE; MELLO, 2012). Estudos mostraram que as vigas celulares mistas de aço e concreto, submetidas à flexão positiva, podem apresentar modos de falha por FMA e MV (FERREIRA *et al.*, 2021a, 2021b; FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2021; MÜLLER *et al.*, 2006).

Figura 2.2: Flambagem do montante da alma e plastificação do montante da alma

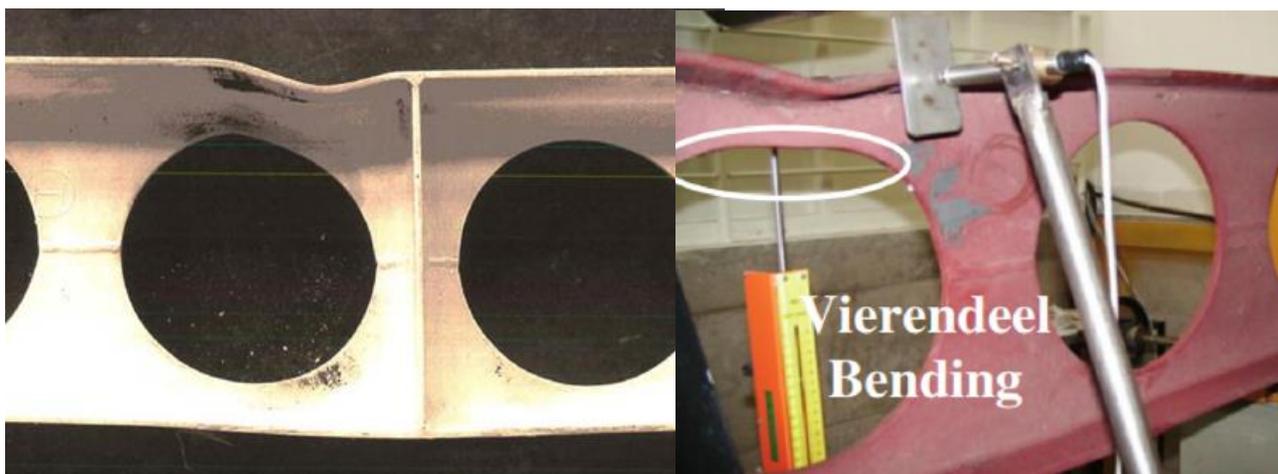


(c) PMA

Fonte: Ferreira, Martins e Nardin (2020c), Grilo *et al.* (2018) e Morkhade e Gupta (2017)

Investigações numéricas, do comportamento elástico e inelástico de vigas celulares de aço, mostraram que estas vigas podem atingir a falha por interações entre modos de instabilidades locais e global, como FLT + FMA e FLT + FDA + FMA (EL-SAWY; SWEEDAN; MARTINI, 2014; ELLOBODY, 2012a; FERREIRA; ROSSI; MARTINS, 2019; PANEDPOJAMAN; SAE-LONG; CHUB-UPPAKARN, 2016; SWEEDAN, 2011). Vigas celulares mistas de aço e concreto quando submetidas ao momento fletor negativo podem apresentar o modo de falha por Flambagem Lateral com Distorção (FLD). A FLD é basicamente um modo de interação entre flambagem global e flambagem local (BARTH; WHITE, 1998; BRADFORD; GAO, 1992). A FLD é o principal modo de falha abordado neste trabalho. Deste modo, as investigações que abordaram a FLD, e sua interação com outros modos de instabilidade, será apresentada de forma mais detalhada na seção 2.2.

Figura 2.3: Mecanismo Vierendeel



(a) Teste experimental por Warren (2001)

(b) Teste experimental por Erdal e Saka (2013)

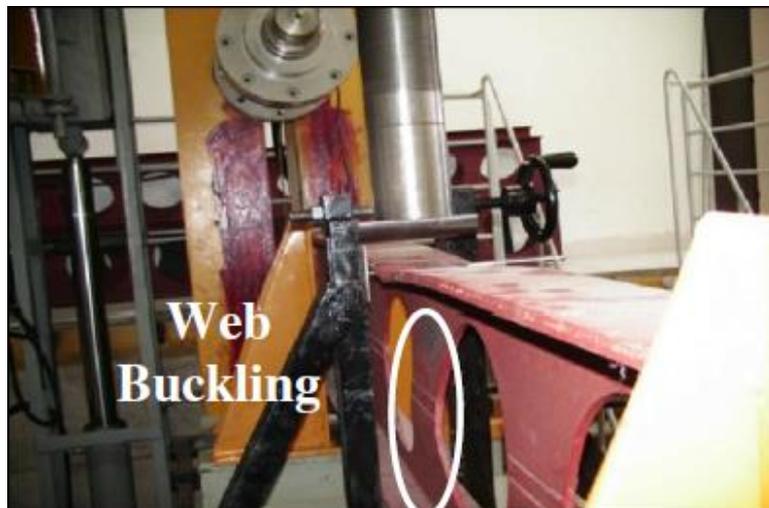
Fonte: Warren (2001) e Erdal e Saka (2013)

2.1.1 Modos de instabilidade local

Os estudos apresentados nesta seção investigaram vigas celulares de aço e vigas celulares mista submetidas à flexão positiva. Warren (2001) realizou um dos primeiros estudos experimentais em vigas celulares de aço que atingiram a falha por Flambagem do Montante da Alma (FMA), Mecanismo Vierendeel (MV) e por uma interação entre esses

modos de falha. Posteriormente, Tsavdaridis e D'Mello (2011) realizaram testes experimentais em sete modelos de vigas com diferentes formatos de aberturas. Os modelos possuíam vãos curtos a fim de se observar o comportamento sob predominância do esforço cortante. Contudo, essas vigas não passaram pelo processo de fabricação tradicional das vigas celulares, que é regido pelas etapas de corte térmico, expansão e soldagem. Segundo Grilo (2018a), essas vigas provavelmente apresentaram um perfil de tensões residuais diferente comparado às vigas celulares fabricadas pelo processo usual de corte e solda. Dos ensaios de Tsavdaridis e D'Mello (2011), dois modelos possuíam aberturas circulares e curto espaçamento entre aberturas. Segundo os autores, estes modelos atingiram a falha por FMA devido a predominância do esforço cortante. Já os testes experimentais de Erdal e Saka (2013) foram realizados em modelos de vigas celulares que passaram pelo processo de fabricação tradicional. As vigas possuíam vãos relativamente consideráveis a ponto de não apresentarem predominância do esforço cortante devido ao tipo de carregamento analisado. Os autores observaram modos de falha por FLT, MV e FMA devido à compressão (Figura 2.4).

Figura 2.4: Modo de falha por FMA à compressão em viga celular



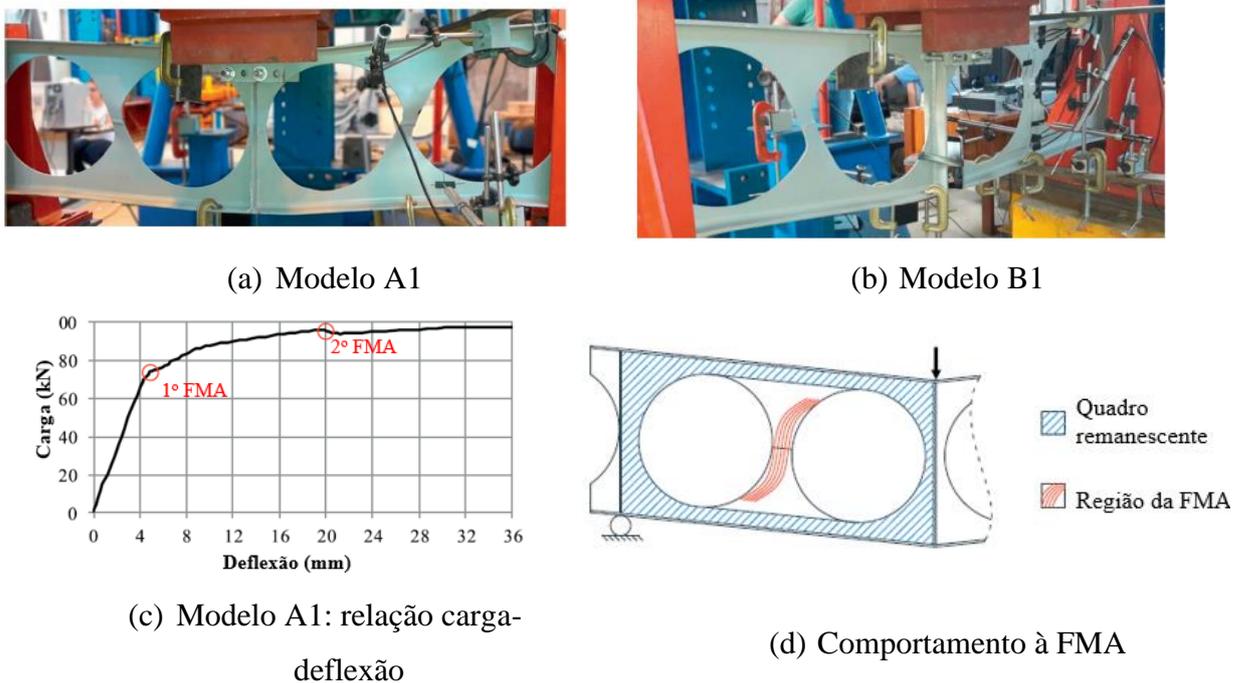
Fonte: Erdal e Saka (2013)

De acordo com Panedpojaman, Thepchatri e Limkatanyu (2014) o comprimento do “tê” é parâmetro chave para distinguir os modos de falha entre FMA e MV. Além disso, os autores afirmam que a FMA se torna crítica quando a largura do montante da alma é pequena ($p/D_0 < 1,5$). Em vista disso, Tsavdaridis e Galiatsatos (2015) avaliaram a contribuição da presença de enrijecedores transversais no montante da alma de vigas celulares com pequenos

espaçamentos entre aberturas. Os autores realizaram análises numéricas em modelos simplificados, que representam apenas a região do montante da alma, no qual é possível observar o comportamento à FMA desses elementos. Os autores observaram que maioria dos modelos com espaçamentos próximos entre as aberturas ($p/D_0 < 1,3$) atingiram a falha por MV. Contudo, os autores observaram que com o aumento do espaçamento ($p/D_0 \geq 1,3$) a contribuição do enrijecedor na capacidade resistente do perfil diminui, e que o modo de falha por flambagem para fora do plano ocorre com mais frequência.

Grilo et. al (2018) realizaram testes experimentais em vigas celulares em escala real buscando avaliar o comportamento à FMA. Os autores utilizaram a mesma estratégia de Tsavdaridis e D'Mello (2011) com modelos de vãos curtos buscando a predominância do esforço cortante. Dos testes experimentais, os autores observaram que todos os modelos apresentaram modo de falha por FMA, entretanto, dois comportamentos, qualitativamente diferentes, foram observados nas trajetórias de equilíbrio dos modelos testados. Dois modelos, que possuíam a menor relação p/D_0 (1,15) e a maior relação D_0/d (0,8), inicialmente apresentaram a FMA em um dos montantes da alma, e em seguida no montante oposto em relação ao ponto de aplicação de carga (Figura 2.5a e b). No final dos testes dos modelos em questão, embora a FMA de ambos os montantes da alma fosse visível, a carga oscilou em uma trajetória quase horizontal. Assim os autores relataram que foi impossível determinar a carga final (Figura 2.5c). Grilo *et al.* (2018) explicam que esse comportamento ocorre devido à baixa contribuição do montante da alma na rigidez global da amostra. Portanto, como o montante da alma perde sua capacidade de absorver a carga após a instabilidade, o quadro remanescente suportará a tensão, levando a um comportamento semelhante da viga de Vierendeel, conforme mostrado na Figura 2.5d (GRILO *et al.*, 2018). A capacidade resistente considerada pelos autores para estes modelos foi a carga no instante da primeira FMA. Quanto aos outros modelos experimentais, as cargas de pico foram facilmente verificadas, e os modelos apresentaram grandes deslocamentos mesmo com o descarregamento.

Figura 2.5: Comportamento dos modelos A1 e B1 testados por Grilo *et al.* (2018)



Fonte: Grilo *et al.* (2018)

Morkhade e Gupta (2019) realizaram estudos experimentais em cinco modelos de vigas celulares no qual o principal parâmetro analisado foi a relação p/D_0 . Todos estes modelos possuíam as mesmas dimensões de vão, seção transversal e diâmetro de abertura. Foram utilizadas cinco diferentes relações p/D_0 (1,07, 1,33, 1,5, 2,0, e 3,0), e, conseqüentemente, cinco diferentes valores de b_{we} . Todos os modelos possuíam um montante da alma localizado no centro do vão, e não foi respeitado a recomendação da AcelorMittal (2015) de se utilizar $b_{we} \geq b_w$. Os autores observaram um comportamento crítico para relação $p/D_0 = 1,07$, assim como observado por Grilo *et al.* (2018) para valores $p/D_0 < 1,2$. A FMA foi predominante na maioria dos modelos do estudo experimental.

Shamass e Guarracino (2020) realizaram um extenso estudo paramétrico a fim de analisar os principais parâmetros que governam o comportamento a FMA de vigas celulares, com aços de normal e alta resistência, por meio de modelos mecânicos simplificados em MEF. Além do tipo de aço, os autores também analisaram os parâmetros de abertura: d/D_0 , p/D_0 e D_0/t_w . Os autores observaram que à medida que se aumentavam as relações d/D_0 e p/D_0 , a capacidade resistente aumentava. Já à medida que se aumentava D_0/t_w , a capacidade de carga diminuía. Além disso, à medida que se aumentava a resistência do aço, a capacidade de carga aumentava.

Para vigas mistas de aço e concreto sob flexão positiva, a conexão com a laje de concreto impede que ocorra as instabilidades lateral e local na mesa comprimida do perfil de aço (JOHNSON, 2004). Entretanto, as vigas celulares mistas sob flexão positiva podem atingir sua capacidade resistente por modos de falha locais, como a FMA e o MV, e por estados limites de fissuração ou esmagamento na laje de concreto (BENINCÁ; MORSCH, 2020; FERREIRA *et al.*, 2021b, 2021c, 2021a; FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2021).

Limbachiya e Shamass (2021) utilizaram o recurso computacional de Artificial Neural Networks (ANN) para obter uma equação de verificação da capacidade de carga à FMA de vigas celulares por meio de um conjunto de parâmetros de entrada. Os autores observaram que os modelos de ANN que usam parâmetros geométricos para o tratamento dos dados apresentam melhor acurácia em relação a modelos que utilizam razões geométricas como parâmetros de entrada da ANN. Segundo o estudo de Limbachiya e Shamass (2021), em comparação com as recomendações de projeto existente, é mostrado que um modelo de ANN treinado com o algoritmo de retropropagação de Levenberg-Marquardt é capaz de prever a resistência ao cisalhamento do montante da alma com um nível mais alto de precisão.

2.1.2 Modos de instabilidade global e suas interações com modos locais

Um dos primeiros estudos que investigou o comportamento elástico à Flambagem Lateral com Torção (FLT) de vigas celulares de aço foi o de Sweedan (2011). O estudo teve como objetivo avaliar os parâmetros que governam a capacidade resistente à FLT dessas vigas, sendo um dos primeiros que se observou a interação entre modos de instabilidades global e locais em vigas celulares. O autor analisou a influência do vão, dimensões de seção transversal e as configurações de aberturas na alma e carregamentos. Sweedan (2011) afirma que, conforme a esbeltez global do perfil diminui, a distorção da alma aumenta, levando ao modo de instabilidade referida pelo autor como Flambagem Lateral com Distorção (FLD). Além disso, o autor afirma que a capacidade resistente de vigas com baixo índice de esbeltez global é governada por modos locais e não laterais. Posteriormente, El-Sawy, Sweedan e Martini (2014) apresentaram análises do comportamento inelástico de vigas celulares de aço com observações semelhantes às de Sweedan (2011) quanto aos modos de falha. El-Sawy, Sweedan e Martini (2014) também realizaram um estudo paramétrico utilizando modelos numéricos onde foi possível observar modos de falha pela interação entre a FLT e Flambagem do Montante da Alma (FMA).

Ellobody (2012) realizou um estudo paramétrico do comportamento de vigas celulares com aços de normal e alta resistência utilizando modelos em elemento finitos considerando as não linearidades física e geométrica da estrutura. Os autores observaram que o uso de aço de alta resistência oferece um aumento considerável na capacidade de carga de vigas celulares com baixos índices de esbeltez global. Além disso, os resultados do estudo paramétrico mostraram que as vigas celulares que atingiram a falha por modos combinados de Flambagem Distorcional da Alma (FDA) e FMA exibiram uma redução considerável na capacidade de carga. Padpojaman, Sae-Long e Chub-uppakarn (2016), realizaram investigações numéricas do comportamento inelástico de vigas celulares de aço abordando diferentes configurações de carregamento e parâmetros geométricos. Os autores avaliaram os casos de vigas submetidas à flexão pura (aplicação de momentos fletores nas extremidades da viga) e flexão simples (aplicação de cargas verticais). Padpojaman, Sae-Long e Chub-uppakarn (2016) observaram a interação FLT+FDA+FMA na deformada de modelos numéricos submetidos à flexão simples. Os autores também observaram o modo de falha por instabilidade da mesa nos modelos sob flexão pura.

Sonck (2014) investigou como a distribuição das tensões residuais são afetadas pelo processo de corte e solda em perfis castelados e celulares e a influência desses processos na capacidade resistente à instabilidade global desses elementos. As tensões residuais são geradas durante a maioria dos processos de fabricação envolvendo deformação do material, tratamento térmico, usinagem ou operações de processamento. A intensidade e distribuição das tensões residuais dependem das técnicas utilizadas na produção de perfis de aço (perfis soldados, laminados ou formados a frio) e suas dimensões. No caso de vigas com seção-I, tais tensões podem impactar a resistência à FLT, particularmente na faixa inelástica (ROSSI *et al.*, 2021b). Como resultado do estudo Sonck (2014), um modelo de distribuição de tensões residuais para vigas alveolares foi apresentado em Sonck, Impe e Belis (2014). Sonck e Belis (2015) apresentaram um estudo paramétrico sobre o comportamento à FLT em vigas celulares, realizado por meio de modelos numéricos nos quais foram implementados as tensões residuais de acordo com o modelo de distribuição proposto por Sonck, Impe e Belis (2014). Segundo Sonck e Belis (2015), a modificação da tensão residual apresentada teve um efeito prejudicial na resistência à FLT. Com base no estudo realizado, os autores também apresentaram uma proposta de curva de resistência. No entanto, Sonck e Belis (2015) esclarecem que há a necessidade de maiores investigações experimentais para confirmar se o padrão de tensão residual usado também é válido para seções mais pesadas, e se a curva de

resistência proposta é válida para uma variedade mais ampla de diagramas de momento fletor. Posteriormente, o modelo de distribuição de tensões residuais proposto em Sonck (2014) e Sonck, Impe e Belis (2014) foi utilizado nos modelos numéricos de Ferreira, Rossi e Martins (2019) e Ferreira e Martins (2020) que realizaram um estudo paramétrico do comportamento à FLT de vigas celulares de aço. Em ambos estudos, os autores observaram que no caso de flexão pura os modelos atingiram a falha por FLT e interação FLT + FDA, já nos casos de flexão simples, onde há a presença do esforço cortante, os modelos atingiram a falha por Mecanismo Vierendeel (MV), FMA, e interações FLT + FDA e FLT + FMA. Estas interações também foram observadas no estudo paramétrico de Bhat e Gupta (2020) que teve como objetivo investigar a influência das aberturas na alma no fator de gradiente de momento C_b em vigas celulares de aço.

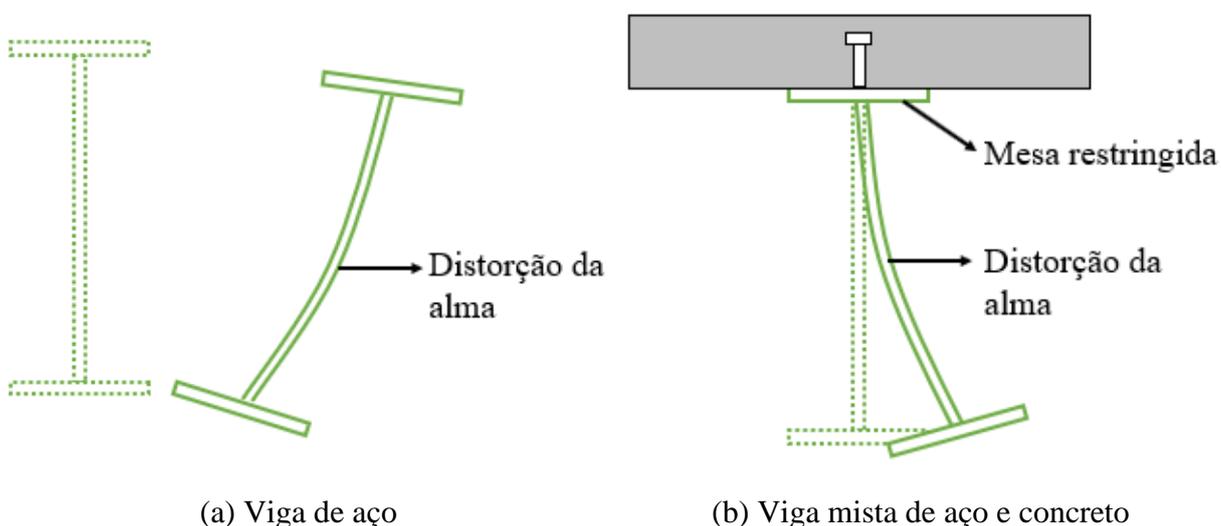
Recentemente, Rajana, Tsavidaridis e Koltsakis (2020) realizaram um extenso estudo paramétrico do comportamento elástico e inelástico de vigas celulares submetidas à flexão, a fim de investigar o efeito de uma variedade de parâmetros geométricos e, ainda, gerar uma massa de dados para validar e treinar uma fórmula baseada em redes neurais. Os autores observaram que nas análises das cargas críticas elásticas, os parâmetros de maior influência foram a espessura da alma e a geometria da mesa; enquanto nas análises inelásticas, a geometria e a posição das aberturas na alma influenciam a capacidade de carga de colapso de uma forma semelhante à geometria da mesa e espessura da alma.

O modo de instabilidade com distorção da alma é ainda mais pronunciado em vigas celulares mistas contínuas, devido aos esforços causados na região de momento fletor negativo e das condições de contorno do perfil de aço. Esse fenômeno, nomeado como Flambagem Lateral com Distorção (FLD), pode ocorrer tanto em perfis que não possuem restrição lateral (vigas unicamente de aço, Figura 2.6a) como naqueles que, sob flexão negativa, possuem essa restrição pela sua ligação com a laje (Figura 2.6b). Alguns autores se referem a FLD em vigas celulares mistas como Flambagem Lateral Restrita (FLR), devido à restrição imposta pela laje. Segundo Hosseinpour, Sharifi e Sharifi (2020), a FLR pode ocorrer sempre que a mesa superior é restringida à translação lateral e torção, como aconteceria em uma ponte de meia viga com uma plataforma rígida ou nas regiões de momento negativo em uma viga mista. Por outro lado, a FLD em vigas I de aço ocorre principalmente em vigas de comprimento intermediário com alma esbelta e mesas com elevada rigidez. Há estudos se voltaram à determinação analítica do momento crítico elástico desses modos de instabilidade com distorção da alma, porém, é um estudo complexo de ser

realizado em vigas celulares de aço. Devido a isso, nos últimos anos, alguns autores estão usando a estratégia de se utilizar de recursos computacionais como o uso algoritmos de inteligência artificial para determinar a capacidade resistente por meio de um conjunto de parâmetros de entrada de vigas alveolares de aço (FERREIRA *et al.*, 2022; HOSSEINPOUR; SHARIFI, 2021; HOSSEINPOUR; SHARIFI; SHARIFI, 2020; MOGHBELI; SHARIFI, 2021; SHARIFI *et al.*, 2020).

Quanto aos estudos que investigaram os modos de instabilidade de vigas celulares mistas sob momento fletor negativo, estes serão apresentados de forma mais detalhada na seção 2.2.

Figura 2.6: Flambagem lateral com distorção em vigas de aço e mistas de aço e concreto



Fonte: Adaptado de Zirakian e Showkati (2006)

2.2 FLD EM VIGAS CELULARES MISTAS DE AÇO E CONCRETO

Vigas mistas simplesmente apoiadas apresentam diagrama de momentos fletores positivo, tirando-se assim, o melhor aproveitamento dos materiais que compõe esse elemento estrutural quando se trata de pisos mistos convencionais, ou seja, laje sobre viga, já que a laje se encontra inteiramente comprimida e o perfil de aço tracionado (DE ANGELIS; PECCE; LOGORANO, 2019). Por outro lado, ao se utilizar vigas mistas contínuas e semicontínuas, mesmo com o surgimento de momentos negativos na região da ligação, vantagens podem ser obtidas. Segundo Johnson (2004), a adoção de vigas com continuidade proporciona a execução de maiores relações vão/altura, melhor desempenho quanto a vibração do piso,

melhor controle de abertura de fissuras na superfície das lajes próximo às ligações internas e melhor resistência à elevadas temperaturas e explosão. Por outro lado, o comportamento desses elementos é mais complexo e menos investigado quando comparado com vigas mistas simplesmente apoiadas, devido aos possíveis modos de falha no perfil de aço e da perda de rigidez da viga por conta da fissuração do concreto.

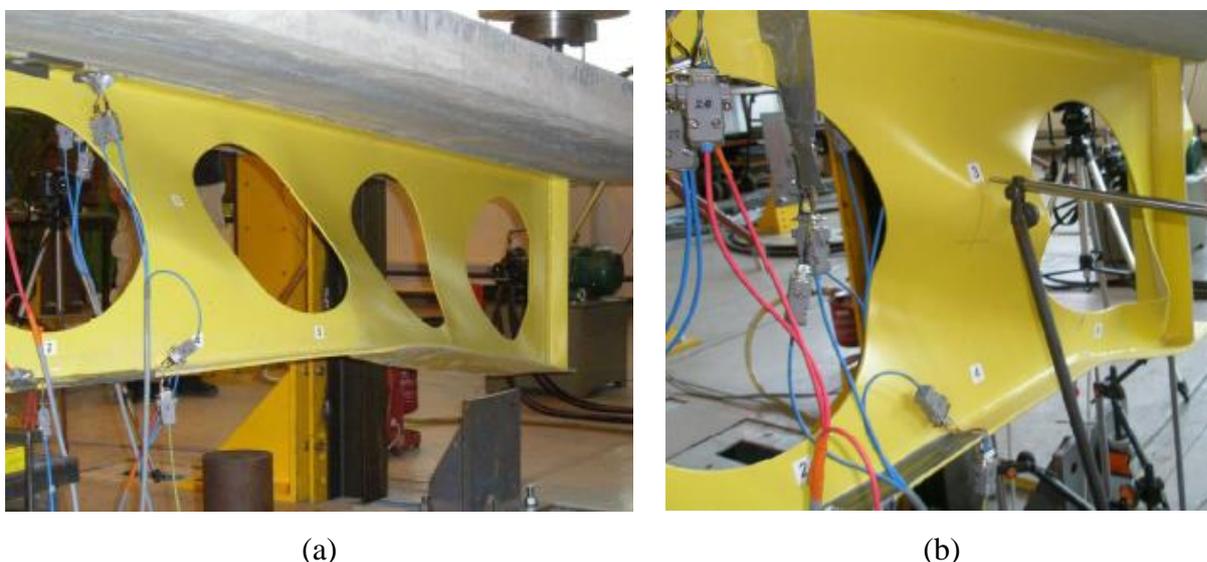
Próximo às ligações internas de vigas mistas contínuas, devido ao momento fletor negativo, a mesa inferior do perfil é comprimida. Assim, a mesa comprimida tende a se deslocar lateralmente para fora do plano da viga, já que no plano, o seu deslocamento é impedido pela alma do perfil que é fixado a laje. Devido à esta ligação, a laje restringe (de forma parcial ou total) a torção no perfil como um todo (GIZEJOWSKI; SALAH, 2010b). Porém, o deslocamento lateral da mesa comprimida não consegue ser impedido pela alma do perfil quando esta não possui rigidez suficiente a flexão lateral para contê-la, caracterizando assim a Flambagem Lateral com Distorção (FLD) (ROSSI *et al.*, 2020b). Na FLD a hipótese de Vlasov (1961) de que seção transversal permanece sem distorção não é aplicável, já que na FLD ocorre a distorção da alma.

Estudos experimentais realizados por Chen (1992) mostraram que a FLD causa uma severa redução na capacidade resistente de vigas mistas contínuas e semicontínuas. Segundo Bradford (1998), a distorção da alma causa diferentes efeitos no momento crítico elástico dependendo do tipo de estrutura. Em vigas unicamente de aço, a distorção da alma é responsável pela redução do momento crítico elástico quando comparada com as teorias clássicas da Flambagem Lateral com Torção (FLT) (BRADFORD, 1998; ROSSI *et al.*, 2020c, 2020d). No entanto, Bradford (1998) afirma que no caso de vigas mistas de aço e concreto, o momento crítico elástico à FLD é superior ao obtido pelas formulações analíticas que desconsideram a possibilidade de distorção da seção transversal.

Entre os poucos estudos experimentais que avaliaram o comportamento de vigas alveolares mistas sob flexão negativa, destaca-se o trabalho de Salah (2009) e Gizejowski e Salah (2010a). Os autores analisaram um total de doze vigas. Dois conjuntos de amostras foram estudados, sendo seis delas de vão longo a fim de representar os casos em que a flexão é predominante no comportamento de vigas mistas, e outras seis vigas de vão curto visando os casos em que o cisalhamento é predominante. As amostras possuíam aberturas retangulares, circulares e hexagonais, sendo que, para cada tipo de abertura, havia duas amostras idênticas (mesma abertura e dimensões), porém com diferentes tipos de aço dos perfis. Os autores observaram que em todas as amostras apresentaram o modo de falha por FLD. As amostras de

vão longo com aberturas circulares e hexagonais apresentaram um deslocamento lateral da mesa inferior com uma pequena deformação com distorção da alma (Figura 2.7a). Já em todas amostras de vão curto e aberturas retangulares, os autores observaram um modo torcional-distorcional com uma contribuição relativamente pequena de deformações laterais (Figura 2.7b). A partir dos resultados experimentais, Salah (2009) desenvolveu uma formulação para determinação do momento último à FLD. Esta formulação também é apresentada em Gizejowski e Salah (2010b).

Figura 2.7: Vigas celulares mistas de aço e concreto sob momento fletor negativo



Fonte: Salah (2009)

Salah (2009) também realizou análise de sensibilidade de modelos numéricos, desenvolvidos no *software* ABAQUS, que foram verificadas com os resultados experimentais obtidos pelos autores. Além disso, o autor realizou um estudo paramétrico usando os modelos numéricos validados. Salah (2009) observou através das deformadas obtidas numericamente que as vigas mistas de seções esbeltas falham sob flexão excessiva, apresentando a FLD antes de atingir a carga do mecanismo Vierendeel no plano da viga.

Gizejowski e Salah (2008) utilizaram duas diferentes estratégias de modelagem em elementos finitos para investigar o comportamento de vigas mistas contínuas com perfis celulares. A análise do comportamento do elemento, no plano, foi realizada por meio de análise geometricamente linear, já o comportamento de distorção do elemento para fora do plano, por meio de análise geometricamente não linear. Segundo Gizejowski e Salah (2008), as investigações numéricas realizadas para o comportamento distorcional fora do plano

mostraram que a instabilidade é o modo de falha mais pronunciado para vigas de vãos mais curtos e para todas as seções alveolares analisadas. Os autores também afirmam que a FLD em vigas de vãos curtos é caracterizada por um modo de flambagem torcional-distorcional (interação FLD + FMA) e que em vigas de vãos longos o modo de instabilidade muda para o de distorção lateral (FLD).

Ma *et al.* (2019) realizaram testes experimentais que avaliou dois modelos de vigas casteladas mistas de aço e concreto em balanço. Os autores observaram a fissuração na laje de concreto devido ao momento fletor negativo e instabilidades locais próximos aos apoios ou na região da primeira abertura da alma. Vale ressaltar que os autores não observaram a FLD nos modelos experimentalmente testados. Isto pode ter ocorrido em função do perfil castelado possuir uma sessão robusta e pequenas aberturas, as dimensões da seção dos perfis castelados são: altura do perfil 200 e 220 mm, largura da mesa 100 mm, espessura da alma 6 mm, largura da mesa 8 mm.

De acordo com exposto, é possível observar que há a necessidade de maiores investigações sobre o comportamento à FLD de vigas celulares mistas. Para complementar a presente revisão bibliográfica sobre o comportamento à FLD de vigas celulares mistas, a Tabela 2.1 apresenta os destaques dos estudos que investigaram o comportamento à FLD de vigas mistas de alma cheia.

Tabela 2.1: Estudos que investigaram o comportamento à FLD de vigas mistas de aço e concreto de alma cheia

Destaques	Referências
FLD pode ocorrer simultaneamente com a falha local da mesa comprimida	Bradford e Johnson (1987), Weston, Nethercot e Crisfield (1991), Fan (1990), Johnson e Fan (1991), Tong <i>et al.</i> (2014), e Rossi <i>et al.</i> (2020a)
A distribuição de momento tem influência significativa no momento último à FLD (M_u)	Vrcelj e Bradford (2009), Tong <i>et al.</i> (2014) e Rossi <i>et al.</i> (2020a)
Vigas mistas de aço e concreto submetidas à distribuição de momento negativo uniforme apresentam o caso mais crítico, e aquelas submetidas à distribuição de momento negativo linear apresentam o caso menos crítico	Tong <i>et al.</i> (2014) e Rossi <i>et al.</i> (2020a)
Vigas mistas de aço e concreto submetidas a um considerável gradiente de momento negativo, a FLD geralmente ocorre após a seção atingir o comportamento plástico	Vrcelj e Bradford (2009), Tong <i>et al.</i> (2014) e Rossi <i>et al.</i> (2020a)
A presença de enrijecedores transversais na alma provoca um aumento na capacidade resistente à FLD de vigas mistas	Chen (1992), Johnson e Chen (1993), Chen e Wang (2012), Tong <i>et al.</i> (2014), Rossi <i>et al.</i> (2020a) e Oliveira <i>et al.</i> (2021)
Em comparação com vigas submetidas apenas ao momento fletor negativo, as vigas submetidas a carga axial em conjunto com o momento negativo apresentam uma significativa redução no momento último à FLD	Vasdravellis <i>et al.</i> (2012a, 2012b)
A esbeltez da alma e as dimensões da seção-I possuem grande influência no momento último à FLD	Tong <i>et al.</i> (2014), Zhou e Yan (2017), Rossi <i>et al.</i> (2020a, 2021a)
A altura da laje possui influência significativa no momento último à FLD	Rossi <i>et al.</i> (2021a)
A esbeltez global da viga (L/r_y), a taxa de armadura longitudinal, e a tipologia da laje, não possuem influência significativa no momento último à FLD	Rossi <i>et al.</i> (2020a, 2021a)

Fonte: O autor (2022)

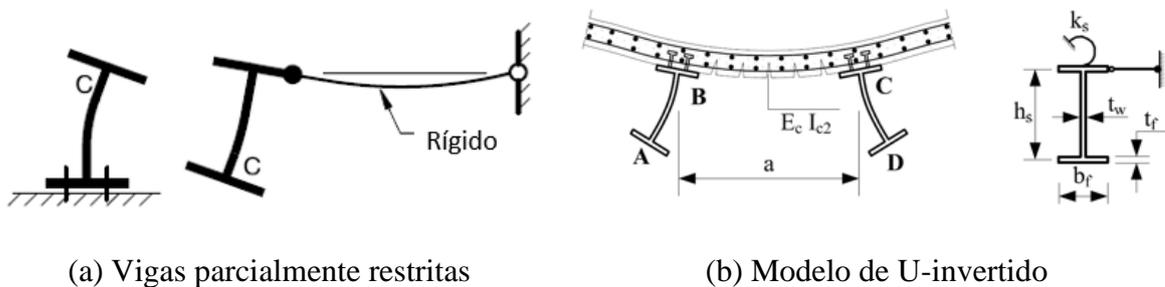
2.3 PRESCRIÇÕES NORMATIVAS E PROCEDIMENTOS DE CÁLCULO PARA VERIFICAÇÃO À FLD

As normas apresentadas nesta seção não a abordam a verificação da FLD em vigas mistas contínuas com aberturas na alma. Contudo, alguns autores apresentam adaptações das normas e proposições que serão apresentadas na seção 2.3.3.

Os procedimentos normativos que abordam a verificação da FLD em vigas mistas contínuas usam as teorias convencionais de flambagem lateral com torção para a flambagem de vigas parcialmente restritas ou o modelo de U-invertido (ROSSI *et al.*, 2020b), essas metodologias são ilustradas pela Figura 2.8. As metodologias baseadas no modelo de U-

invertido partem da determinação do momento crítico elástico (M_{cr}) para se obter o momento último à FLD (M_u), como os procedimentos apresentados pelas normas europeia (EN 1994-1-1: 2004) e brasileira (ABNT NBR 8800: 2008). No modelo de U-invertido (Figura 2.8b), a seção transversal da viga mista é composta por um perfil I com sua mesa superior completamente impedida ao descolamento lateral e parcialmente a rotação por meio da inserção de uma mola de rigidez rotacional k_s (Equação (1)), a qual considera a rigidez de flexão da laje k_1 (Equação (2)), por unidade de comprimento da viga, e a rigidez a flexão da alma do perfil k_2 (Equação (3)).

Figura 2.8: Modelos utilizados pelas normas



Fonte: Adaptado de AS4100: 1998 R2016 e EN 1994-1-1: 2004

$$k_s = \frac{k_1 k_2}{k_1 + k_2} \quad (1)$$

$$k_1 = \frac{\alpha (EI_c)_2}{a} \quad (2)$$

$$k_2 = \frac{Et_w^3}{4(1-\nu_a^2)h_0} \quad (3)$$

onde α é o parâmetro relacionado à posição da viga mista, EI_c a rigidez à flexão por unidade de comprimento da laje, a o espaçamento entre vigas paralelas, E o módulo de elasticidade do aço estrutural, t_w a espessura da alma da seção-I, ν_a o coeficiente de Poisson do aço estrutural, e h_0 a distância entre os centroides das mesas da seção-I.

Atualmente, a norma brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) utiliza a metodologia proposta por Roik *et al.* (1990) para determinação do M_{cr} baseado no modelo de U-invertido, método também apresentado na versão anterior do EC4 (EN 1994-1-1: 1992). A versão atual do EC4 (EN 1994-1-1: 2004) não apresenta equações para determinação do M_{cr} , porém, propõe a utilização de metodologias de cálculo baseadas no modelo de U-

invertido. Na bibliografia especializada são encontradas proposições de cálculo baseadas nesse modelo também são apresentadas nos trabalhos de Hanswille et al (1998) e Dias et al. (2019). As proposições baseadas no modelo de U-invertido são apresentadas na

Tabela 2.2, sendo que α_g é o fator relacionado à geometria da seção transversal da viga mista, C_{dist} a propriedade associada a distribuição de momento, L o comprimento destravado, G o módulo de elasticidade transversal do aço estrutural, J a constante de torção, k_s a rigidez rotacional da viga mista, E o módulo de elasticidade do aço estrutural, $I_{af,y}$ momento de inércia da seção-I sobre o eixo mais fraco, $C_{w,d}$ constante de empenamento, J_{ef} constante de torção efetiva, k_g fator de correção, h_0 distância entre os centroides das mesas, n número de semiondas, $(\eta_b/\eta\pi)$ fator calculado à partir de n .

As normas abordadas neste trabalho apresentam metodologias diferentes para determinação do M_u à FLD. Além dos procedimentos normativos, as proposições apresentadas por Bradford (2000) e Zhou e Yan (2017) para cálculo do M_u à FLD são encontrados na literatura. Desse modo, para maior esclarecimento das metodologias de verificação à FLD de vigas mistas de alma cheia, nesta seção são apresentadas as proposições para cálculo do M_{cr} seguido das metodologias que abordam o cálculo do M_u à FLD.

Tabela 2.2: Proposições para cálculo do M_{cr} baseado no *U-frame model*

Proposta	Equação do M_{cr} à FLD
Roik et al. (1990)	$M_{cr} = \alpha_g \frac{C_{dist}}{L} \sqrt{\left(GJ + \frac{k_s L^2}{\pi^2} \right) EI_{af,y}}$
Hanswille et al (1998)	$M_{cr} = \frac{1}{k_z} \left(\frac{(\pi^2 EC_{w,d})}{(\beta_b L)^2} + GJ_{ef} \right)$
Dias et al. (2019)	$M_{cr} = \frac{k_g}{h_0} \left\{ GJ + \frac{EC_{w,d}}{L^2} \left[(n\pi)^2 + \left(\frac{\eta_b}{\eta\pi} \right)^2 \right] \right\}$

Fonte: O autor (2022)

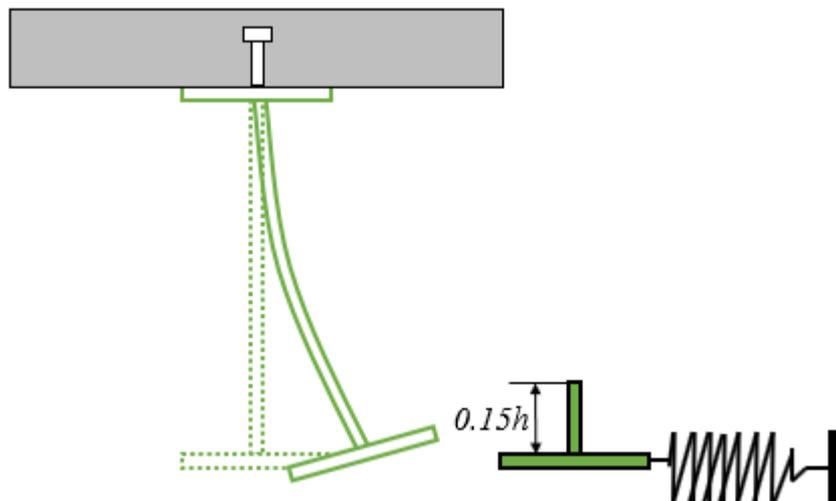
2.3.1 Momento crítico elástico à FLD

Segundo Rossi et al. (2020b), os métodos de pesquisa da FLD para determinação do seu momento crítico elástico geralmente se enquadram em duas categorias: os estudos que se baseiam no método da energia (método de Galerkin) ou aqueles que têm como base a teoria

de barras em base elástica. Desse modo, a fim de esclarecer as principais propostas disponíveis na bibliografia e com qual técnica e teoria foram desenvolvidas, os estudos serão apresentados em grupos de acordo com a categoria que se enquadra. Por fim, será apresentada a acurácia de cada proposta com base na investigação realizada por autores que compararam os resultados das proposições com resultados de análises numéricas.

Os primeiros procedimentos encontrados na literatura são baseados no método de energia, como os trabalhos de Svensson (1985), Williams e Jemah (1987) e Goltermann e Svensson (1988), sendo que as metodologias propostas nestes trabalhos são bem semelhantes. Começando pelo método proposto por Svensson (1985), o autor adotou o modelo de seção T (considera apenas um perfil I associado a laje) para avaliar a estrutura, no qual considerou que a mesa comprimida do perfil poderia ser tratada como uma coluna sujeita a cargas axiais de compressão. O método proposto pelo autor pode ser aplicado para diversas distribuições de momento fletor. Posteriormente, Williams e Jemah (1987) apresentaram uma proposta baseada no método de Svensson (1985). Os autores consideraram que além da mesa comprimida, uma porção de 15% da alma poderia também ser analisada como em uma situação de coluna sob compressão (Figura 2.9). Em vista disso, Goltermann e Svensson (1988) apresentam uma proposta no qual também consideraram a mesa comprimida e parte da alma.

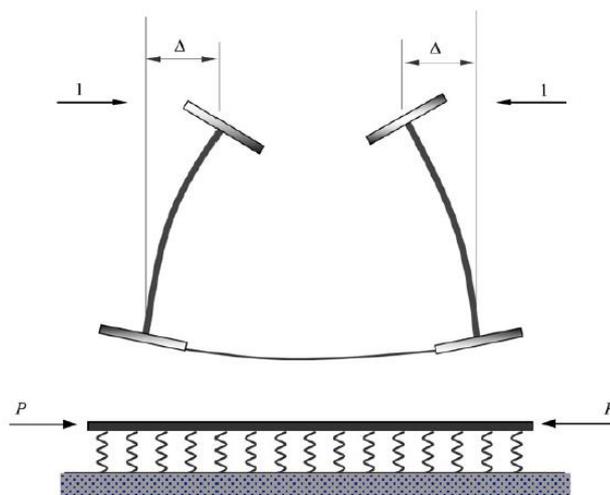
Figura 2.9: Modelo de Williams e Jemah (1987) e Goltermann e Svensson (1988)



Fonte: Rossi *et al.* (2020b)

Dos métodos desenvolvidos por meio do método de energia, o método proposto por Roik *et al.* (1990), adotado pela norma brasileira (ABNT NBR 8800:2008) e pela versão antiga da norma europeia (EN 1994-1-1:2004), utiliza o modelo de U-invertido (*U-frame model*) para representação da estrutura de viga mista considerando mais de um perfil em paralelo. De acordo com Fan (1990), o mecanismo de U-invertido é mais apropriado para avaliar a FLD em vigas mistas do que a seção T, que é composta apenas por um perfil de aço associado a laje. Isso, dado que o mecanismo “U” representa melhor a colaboração da laje na resistência à FLD, pois é possível se analisar o deslocamento lateral e as restrições torcionais, impostas ao perfil de aço pela laje de concreto e pelo conector de cisalhamento. O mecanismo em “U” também tem relação direta com as situações usuais, uma vez que a maioria das construções utiliza sistemas de piso composto por vigas de aço paralelas igualmente espaçadas sob a laje de concreto (SILVA *et al.*, 2019). Contudo, segundo Rossi *et al.* (2020b), o mecanismo de U-invertido consiste na consideração simplificada de uma barra comprimida uniformemente pela tensão máxima de flexão e restrita por molas ao longo do seu comprimento. Desse modo, a barra comprimida representa a mesa inferior do perfil e as molas a rigidez imposta pela sua alma, como mostra a Figura 2.10. Na grande maioria dos casos, os trechos sob momento fletor negativo de vigas mistas contínuas apresentam um gradiente de momento significativo, o que torna o procedimento baseado no mecanismo de U-invertido altamente conservador em grande parte dos casos (ROSSI *et al.*, 2020b).

Figura 2.10: Método da estrutura em U invertido (*U-frame model*)



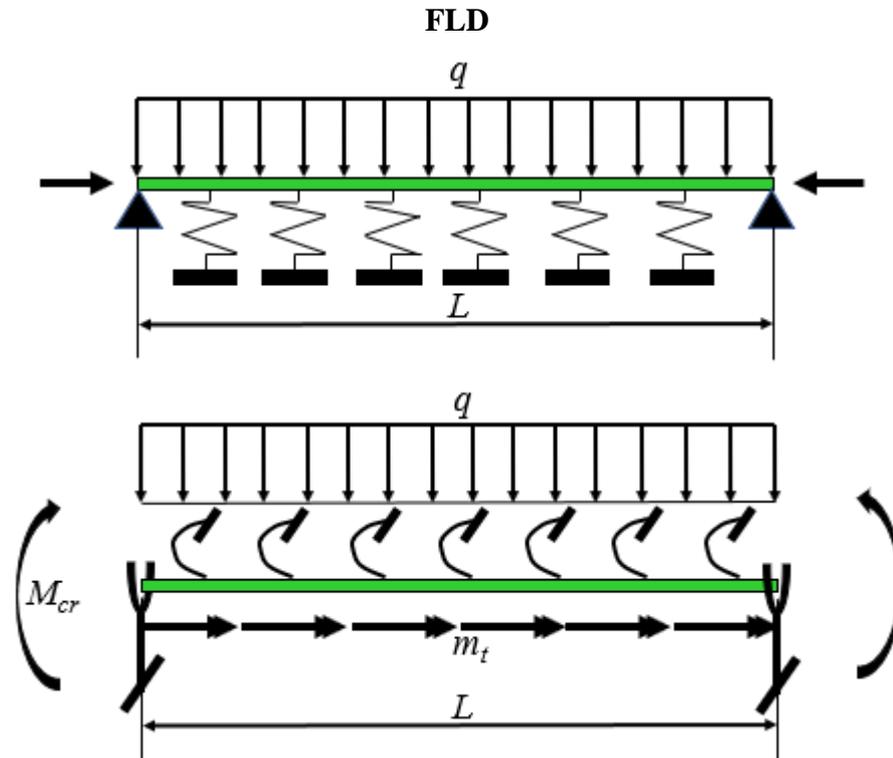
Fonte: Vrcelj e Bradford (2009)

Recentemente, tendo como base o método proposto por Roik *et al.* (1990), Dias (2018) e Dias *et al.* (2019) apresentaram um modelo analítico no qual seus resultados foram comparados com os resultados numéricos obtidos pelos autores. Dias *et al.* (2019) observaram que a divergência entre os resultados numéricos e o obtido pelo método proposto é de apenas 2.33%. Ao observar que o método proposto em Dias (2018) e Dias *et al.* (2019) é limitado apenas a momentos uniformes, Oliveira (2018) estende a equação proposta por Dias (2018) e Dias *et al.* (2019) às vigas mistas submetidas à momentos negativos não uniformes, sendo que os ajustes foram efetuados tendo como referência os resultados de análises numéricas. Também desenvolvido com base no método de energia, porém utilizando o modelo de seção T, Chen e Ye (2010) deduziram uma equação para a determinação do momento crítico elástico a FLD em vigas mistas de aço e concreto.

Buscando uma nova estratégia para determinação do momento crítico elástico à FLD, Hanswille *et al.* (1998) desenvolveram uma proposta de forma similar à Roik *et al.* (1990) utilizando o modelo de U-invertido para representar a viga mista, porém, deduziram seu procedimento através da teoria de vigas em base elástica (Figura 2.11). Posteriormente, Ye e Chen (2013) buscaram utilizar essa mesma técnica ao observarem em Chen e Ye (2010) que o método utilizado não poderia considerar as cargas distribuídas transversais devido às expressões de energia potencial total adotada serem inadequadas. De acordo com os autores, a equação do autovalor do método de energia é complexa e considerada inadequada para fins de projeto. Em vista disso, Ye e Chen (2013) utilizaram da metodologia de barras em base elástica para determinar o momento crítico elástico à FLD. O modelo proposto é baseado no modelo de Svensson (1985), porém, se considerou parte da alma no modelo e não apenas a mesa comprimida. Após o trabalho de Ye e Chen (2013), outros pesquisadores também desenvolveram formulações analíticas através da teoria de vigas em base elástica. Pesquisas como as de Zhou *et al.* (2014), Zhou *et al.* (2016) e Zhou, Li e Yan (2016), ao observarem que as metodologias propostas por Roik *et al.* (1990), Svensson (1985), Williams e Jemah (1987), Goltermann e Svensson (1988) e Hanswille *et al.* (1998) não possuíam boa concordância com resultados numéricas, os autores apresentam melhorias nos métodos convencionais adotando a mesma metodologia utilizada por Ye e Chen (2013). Os autores desenvolveram uma simples metodologia para determinação do M_{cr} à FLD. Nas propostas de Zhou *et al.* (2016) e Zhou, Li e Yan (2016) leva-se em conta o acoplamento entre os efeitos das forças aplicadas sobre o perfil e a rigidez obtida pela restrição da mesa superior, além de considerar a deformação por cisalhamento da alma do perfil I. As metodologias foram

comparadas com resultados obtidos por meio de modelos numéricos, onde ambas metodologias apresentaram boa concordância entre os resultados.

Figura 2.11: Analogia entre elementos comprimidos em base elástica e o problema da



Fonte: Adaptado de Hanswille *et al.* (1998)

Diferentemente das metodologias utilizadas anteriormente, Guo, Zhou e Jiang (2015) propuseram uma formulação analítica fundamentada no princípio de variação de energia. Os autores afirmam que o método proposto apresenta maior acurácia do que metodologias disponíveis na literatura ao comparar os resultados obtidos com os de análises numéricas.

A fim de expor a precisão das principais propostas para cálculo do momento crítico elástico à FLD discutidas neste item, a Tabela 2.3 apresenta o método de análise que cada proposta se enquadra e a precisão obtida por meio de investigações realizadas pelos próprios autores ou por outros. Vale ressaltar que a precisão de todos os modelos, apresentados na Tabela 2.3, foram obtidos comparando com resultados de análises numéricas.

Recentemente, Rossi *et al.* (2021a) realizaram análises de estabilidade elástica utilizando modelos numéricos. Os autores compararam os resultados numéricos com os resultados de proposições para cálculo do M_{cr} à FLD, a formulação proposta por Roik *et al.* (ROIK; HANSWILLE; KINA, 1990) no “caso completo” foi a que mais se aproximou. O

“caso completo” da formulação de Roik *et al.* (ROIK; HANSWILLE; KINA, 1990) o coeficiente C_{dist} é obtido pelas Equações (4) e (5), enquanto no “caso simplificado” considera-se o C_{dist} igual a 6,2 para a configuração de momento uniforme.

$$C_{dist} = \pi^2 \sqrt{\gamma} + \frac{1}{\sqrt{\gamma}} \quad (4)$$

$$\gamma = \frac{EI_{af,y} h_0^2}{\left(GJ + \left(\frac{L}{\pi} \right)^2 k_s \right) L^2} \quad (5)$$

onde C_{dist} a propriedade associada a distribuição de momento, L o comprimento destravado, G o módulo de elasticidade transversal do aço estrutural, J a constante de torção, k_s a rigidez rotacional da viga mista, E o módulo de elasticidade do aço estrutural, $I_{af,y}$ momento de inércia da seção-I sobre o eixo mais fraco, e h_0 distância entre os centroides das mesas.

Tabela 2.3: Precisão das principais propostas de cálculo do momento crítico elástico à FLD

Método de Análise	Proposta	Verificado por	Precisão Obtida	
			Momento uniforme	Momento gradiente
Método de energia/ Barra comprimida em base elástica (seção T)	Svensson (1985)	Ye e Chen (2013)	31,2% erro percentual médio	36,6% erro percentual médio
		Zhou <i>et al.</i> (2016)	38,03% erro percentual médio	46,6% erro percentual médio
	Willian e Jemah (1987)	Ye e Chen (2013)	-5,65% erro percentual médio	-2,25% erro percentual médio
		Zhou <i>et al.</i> (2016)	-6,20% erro percentual médio	0,28% erro percentual médio
	Goltermann e Svensson (1988)	Ye e Chen (2013)	6,19% erro percentual médio	5,56% erro percentual médio
		Zhou <i>et al.</i> (2016)	4,31% erro percentual médio	6,38% erro percentual médio
Método de energia/ Mecanismo U invertido	Roik <i>et al.</i> (1990)	Hanswille <i>et al.</i> (1998)	Resultados obtidos podem ser até 37% inseguros	
		Dias <i>et al.</i> (2019)	12,41% de desvio médio	-
	Dias <i>et al.</i> (2019)	Dias <i>et al.</i> (2019)	2,33% de desvio médio	-
Método de energia/ Seção T	Chen e Ye (2010)	Chen e Ye (2010)	-	Boa concordância (análise gráfica)
Vigas em base elástica/ Mecanismo U invertido	Ye e Chen (2013)	Ye e Chen (2013)	-1,99% erro percentual médio	0,83% erro percentual médio
		Zhou <i>et al.</i> (2016)	-4,27% erro percentual médio	1,07% erro percentual médio
	Hanswille <i>et al.</i> (1998)	Dias <i>et al.</i> (2019)	15,51% de desvio médio	-
Vigas em base elástica/ Barra comprimida em base elástica (seção T)	Zhou <i>et al.</i> (2016)	Zhou <i>et al.</i> (2016)	-1,13% erro percentual médio	0,95% erro percentual médio
	Zhou, Li e Yan (2016)	Zhou, Li e Yan (2016)	O relativo foi menor que 4% para todas as amostras	

Fonte: O autor (2022)

2.3.2 Momento último à FLD

Para considerar o comportamento não linear da viga mista e as imperfeições iniciais no perfil de aço (imperfeições geométricas iniciais e a tensão residual), as normas tratam a FLD em vigas mistas contínuas aplicando um fator de redução na resistência do momento de plastificação da seção sob momento fletor negativo (M_{pl}). Para isso, essas normas utilizam curvas expressas em termos da razão de esbeltez e do fator de redução determinado por testes em escala real de elementos de aço com imperfeições geométricas iniciais e a tensão residual. A norma europeia (EN 1994-1-1: 2004) utiliza múltiplas curvas de resistência de Perry-Roberson que constituem as curvas do ECCS (*European Convention for Constructional Steelwork*) (ZHOU; YAN, 2017), enquanto a norma brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) utiliza a curva de projeto 2P fornecida pelo SSRC (*Structural Stability Research Council*) (ROSSI *et al.*, 2020b). Contudo, segundo Rossi *et al.* (2020b), as curvas de Perry-Roberson foram desenvolvidas considerando apenas elementos de aço sob flexão. Essa situação pode levar a uma determinação imprecisa da resistência última à FLD em vigas mistas de aço e concreto. Por outro lado, a curva 2P fornecida pelo SSRC é resultante de testes experimentais de elementos de aço sob compressão.

Para a determinação do M_{pl} de vigas celulares mistas, a Figura 2.12 juntamente com a Equação (6) apresenta uma adaptação da norma brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) no qual considera a plastificação de todos os componentes da seção mista na região central da abertura.

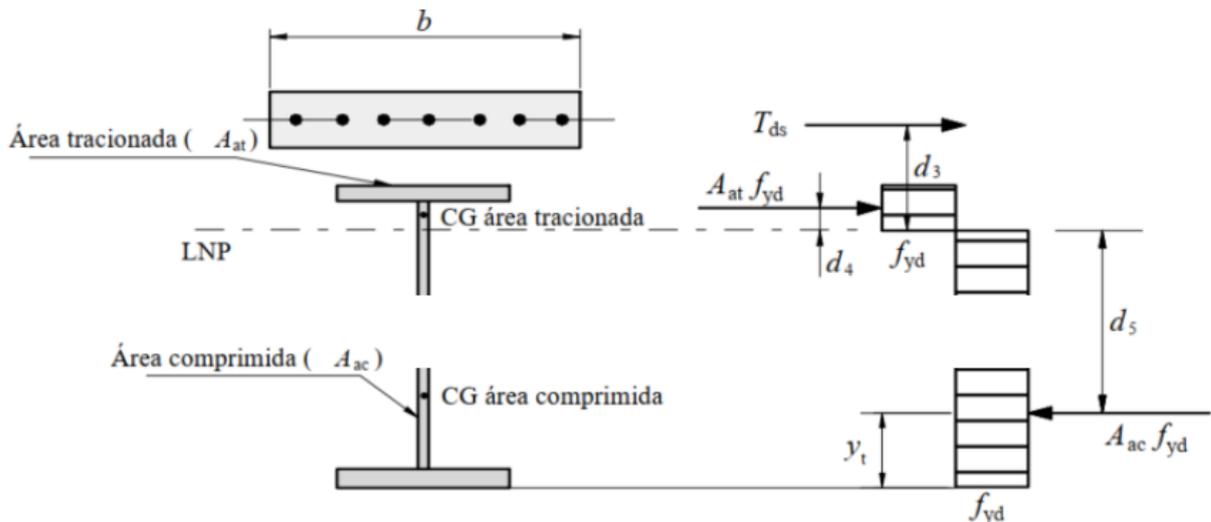
$$M_{pl} = T_{ds}d_3 + A_{at}f_{yd}d_4 + A_{ac}f_{yd}d_5 \quad (6)$$

Na qual: A_{at} é a área tracionada da seção do perfil de aço; A_{ac} é a área comprimida da seção do perfil de aço; d_3 é a distância do centro geométrico da armadura longitudinal à linha neutra plástica (LNP); d_4 é a distância da força de tração, situada no centro geométrico da área tracionada da seção do perfil de aço, à LNP; d_5 é a distância da força de compressão, situada no centro geométrico da área comprimida da seção do perfil de aço, à LNP e; T_{ds} é dado pela Equação (7).

$$T_{ds} = A_{sl}f_{sd} \quad (7)$$

Na qual: A_{sl} é a área da armadura longitudinal dentro da largura efetiva da laje de concreto e f_{sd} é resistência de cálculo ao escoamento do aço da armadura longitudinal.

Figura 2.12: Distribuição de tensões para momento fletor negativo na seção duplo tê de vigas celulares mistas



Fonte: Adaptado de ABNT NBR 8800: 2008

Diferentemente das normas que são fundamentais no modelo de U-invertido, as normas norte-americanas (AISC 360-16 e AASHTO 2017) e australianas (AS4100: 1998 R2016 e AS / NZS2327-2017) apresentam adaptações das teorias convencionais de flambagem lateral com torção para a flambagem de vigas parcialmente restritas. A AASHTO 2017 propõe modificações na formulação de verificação capacidade resistente à FLT de vigas unicamente de aço presente na AISC. Já as normas australianas (AS4100: 1998 R2016 e AS / NZS2327-2017) apresentam um método que avalia a chamada mesa crítica não restringida contra fenômenos de instabilidade (ROSSI *et al.*, 2020b). De acordo com o exposto, nota-se divergências entre os procedimentos normativos. A Tabela 2.4 apresenta as formulações para determinação do M_u à FLD presente nas normas citadas, com exceção das normas norte-americanas (AISC 360-16 e AASHTO 2017), pois não serão abordadas neste trabalho.

Tabela 2.4: Procedimentos para determinação do M_u à FLD

Fonte	M_u proposto	Formulação M_{cr}
EN 1994-1-1: 2004	$M_{u,dist} = \chi_{LT} M_{pl-C.beam}$ $\chi_{LT} = \left[\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2} \right]^{-1} \leq 1$ $\phi_{LT} = 0.5 \left[1 + \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]$ $\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{M_{pl-C.beam}}{M_{cr}}}$	Formulações desenvolvidas com base no <i>U-frame model</i> apresentadas na Tabela 2.2.
NBR 8800: 2008	$M_{u,dist} = \chi M_{pl-C.beam}$ $\lambda_0 \leq 1.5: \chi = 0.658 \lambda_0^2$ $\lambda_0 > 1.5: \chi = 0.877 / \lambda_0^2$ $\bar{\lambda}_0 = \sqrt{\frac{M_{pl-C.beam}}{M_{cr}}}$	Formulação proposta por Roik <i>et al.</i> (1990) apresentada na Tabela 2.2.
Normas australianas	$M_{u,dist} = \alpha_m \alpha_s M_{pl-beam} \leq M_{pl-beam}$ $\alpha_m = \frac{1.7 M_{m\wedge x}}{\sqrt{(M_2)^2 + (M_3)^2 + (M_4)^2}} \leq 2.5$ $\alpha_s = 0.6 \left\{ \sqrt{\left[\left(\frac{M_{pl-beam}}{M_{cr}} \right)^2 + 3 \right]} - \left(\frac{M_{pl-beam}}{M_{cr}} \right) \right\}$	$M_{cr} = \sqrt{\left\{ \left[\left(\frac{\pi^2 EI_y}{l_e^2} \right) \right] \left[GJ + \left(\frac{\pi^2 EC_w}{l_e^2} \right) \right] \right\}}$

Fonte: Adaptado de Rossi *et al.* (2021a)

Além das prescrições normativas, há proposições de autores para determinação M_u à FLD presentes na literatura, como os métodos de Bradford (2000) e Zhou e Yan (2017). A proposta de Bradford (2000) aborda diferentes configurações de momento fletor negativo, enquanto a proposta de Zhou e Yan (2017) abordam apenas configuração de momento uniforme. Rossi *et al.* (2020a) compararam os resultados obtidos pelos procedimentos normativos e pela proposição de Bradford (2000) com os resultados obtidos através das análises numéricas dos autores e dos testes experimentais de Tong *et al.* (2014). A partir dessas análises, Rossi *et al.* (2020a) fizeram as seguintes conclusões:

- Os procedimentos normativos que usam as teorias convencionais da FLT para a flambagem de vigas parcialmente contidas produzem resultados imprecisos, pois o

modelo de flambagem é baseado em suposições inadequadas. Como é o caso das normas norte-americanas (AISC 360-16 e AASHTO 2017) e australianas (AS4100: 1998 R2016 e AS / NZS2327-2017);

- As normas europeias (EN 1994-1-1-2004) e brasileira (ABNT NBR 8800: 2008), embora entre os procedimentos normativos sejam as que mais se aproximam dos resultados numéricos, apresentam situações conservadoras. Esses resultados mostram que o modelo de U-invertido, usado por esses procedimentos, leva a resultados conservadores.
- As propostas apresentadas por Bradford (2000) e Zhou e Yan (2017) mostraram maior acurácia para estimar a M_u à FLD em vigas mistas de aço e concreto.

2.3.3 Adaptações das normativas e proposições de cálculo para verificação à FLD

A norma europeia (EN 1994-1-1-2004) e brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) fornecem um procedimento para verificação do momento resistente à FLD partindo do cálculo do momento crítico elástico baseado no *U-frame model*. Contudo, os procedimentos de cálculo das normas europeia e brasileira abrangem apenas vigas mistas de aço e concreto com perfis de aço de alma cheia. A rigidez rotacional da viga mista (k_s) é uma grandeza fundamental para essa verificação, no qual depende da rigidez transversal do conjunto formado pela alma do perfil de aço e pela laje. O trabalho de Müller *et al.* (2006) foi um dos primeiros encontrados na literatura que abordaram a verificação da capacidade resistente à FLD em vigas mistas com aberturas na alma. Os autores apresentaram uma adaptação da norma europeia (EN 1994-1-1-2004) contemplando o cálculo de k_2 para vigas celulares mistas e vigas mistas com apenas uma abertura retangular na alma. Para cálculo do M_{cr} , os autores sugerem a utilização da proposição de Hanswille *et al.* (1998). Segundo Müller *et al.* (2006), k_2 pode ser tomado como:

$$k_2 = \frac{Et_w^3}{4(1-\nu^2)h_0} k_{hole}^* \quad (8)$$

$$k_{hole}^* = 1 - \frac{3D_0}{4p} \text{ para vigas celulares.} \quad (9)$$

na qual: E é o módulo de elasticidade do aço estrutural, ν o coeficiente de Poisson do aço estrutural, t_w a espessura da alma, h_0 a distância entre os centroides das mesas, D_0 e p o diâmetro e espaçamentos das aberturas da viga celulares, respectivamente.

Silva *et al.* (2019) apresentaram uma formulação analítica para o cálculo da rigidez rotacional vigas casteladas mistas. Para isso, os autores realizaram simulações numéricas de vigas mistas utilizando vigas casteladas com padrões de abertura Anglo-Saxônica, Litzka e Peiner. Segundo os autores a rigidez rotacional depende substancialmente da rigidez rotacional da alma (k_2), que pode ser determinada considerando a alma como uma placa engastada no centro geométrico da mesa superior e livre no centro geométrico da mesa inferior (2019). Assim, um modelo numérico simplificado de placa foi desenvolvido para determinar a rigidez da alma dos perfis castelados. Silva *et al.* (2019) verificaram uma relação linear entre os resultados de k_2 obtidos pelos modelos numéricos de placas com aberturas hexagonais, e os resultados obtidos através das formulações analíticas fornecidas pelas normas brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) e europeia (EN 1994-1-1-2004) do k_2 de almas sem aberturas adotando as mesmas dimensões das placas com aberturas hexagonais. A relação entre os resultados numérico/analítico foi de 0,53, 0,54 e 0,55 para os padrões de abertura Anglo-Saxônica, Litzka e Peiner, respectivamente. Deste modo, os autores propuseram um coeficiente de ajuste (β) sendo o valor deste igual a relação entre os resultados numérico/analítico de cada tipo de abertura. De acordo com os autores, a determinação da rigidez rotacional de almas casteladas, considerando a altura total do perfil I expandido, d_g , pode ser tomada como:

$$k_2 = \beta \frac{E t_w^3}{4 d_g (1 - \nu^2)} \quad (10)$$

na qual: E é o módulo de elasticidade do aço estrutural, ν o coeficiente de Poisson do aço estrutural, t_w a espessura da alma, e d_g a altura da seção-I.

No ano seguinte, Silva *et al.* (2020) apresentaram uma nova equação para cálculo de k_2 parecida com a apresentada pelos mesmos autores em Silva *et al.* (2019), porém, para manter os mesmos parâmetros utilizados nas prescrições normativas, adotaram a distância entre centroides das mesas (h_0) ao invés da altura total da seção (d_g). A equação proposta por Silva *et al.* (2020) é limitada apenas a vigas casteladas mistas com abertura do padrão Anglo-Saxão.

A Equação (11) apresenta a expressão proposta pelos autores para cálculo de da rigidez rotacional da alma de vigas casteladas mistas:

$$k_2 = 0,51 \frac{E t_w^3}{4h_0 (1-\nu^2)} \quad (11)$$

na qual: E é o módulo de elasticidade do aço estrutural, ν o coeficiente de Poisson do aço estrutural, t_w a espessura da alma, e h_0 a distância entre os centroides das mesas.

O procedimento proposto por Silva *et al.* (2020) foi verificado a partir de resultados obtidos por meio de simulações numéricas utilizando o *software* comercial ANSYS. De acordo com os autores, através do tratamento estatístico dos resultados observou-se que o procedimento proposto é adequado para a avaliação do comportamento à FLD de vigas casteladas mistas, além disso, os autores também observaram que o procedimento permanece válido quando se varia a rigidez da laje.

Salah (2009) realizou testes experimentais em doze vigas mistas com aberturas na alma sob flexão negativa. O autor também investigou numericamente o comportamento dos modelos testados utilizando o *software* ABAQUS. Salah (2009) utilizou os resultados dessas investigações para fins de validação da equação de resistência direta desenvolvida para verificação do M_u à FLD. Segundo Gizejowski e Salah (2010b), os cálculos foram realizados para prever a esbeltez relativa λ em termos do fator de carga de flambagem elástica Λ_{cr} e o fator de carga limite Λ_{pl} . Para cada viga testada, a carga de flambagem de distorção adimensional $\Lambda_{b,exp}/\Lambda_{pl}$ foi calculada, onde $\Lambda_{b,exp}$ é o fator de carga de flambagem distorcional obtido experimentalmente. Os resultados foram comparados com as previsões do método de resistência direta $\Lambda_{b,dsm}/\Lambda_{pl}$, de acordo com as Equações (12) e (13):

$$\frac{\Lambda_{b,dsm}}{\Lambda_{pl}} = \left(\alpha_1 - \alpha_2 \frac{1}{\bar{\lambda}^k} \right) \frac{1}{\bar{\lambda}^k} \quad (12)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{\Lambda_{pl}}{\Lambda_{cr}}} \quad (13)$$

A partir do estudo paramétrico de Salah (SALAH, 2009), o autor obteve as seguintes constantes para Equação (12): $\alpha_1 = 0.75$, $\alpha_2 = 0.11$ e $k = 1$. A metodologia proposta foi comparada com os resultados dos testes experimentais. Os autores concluíram que o método

proposto leva a previsões seguras da capacidade à FLD de vigas mistas com aberturas na alma.

No âmbito nacional, Piassi *et al.* (2018) apresentaram um modelo analítico para o cálculo da rigidez rotacional vigas celulares mistas. Os autores adotaram um modelo simplificado utilizando a teoria de elementos lineares e o princípio dos trabalhos virtuais (PTV) foi utilizado. Piassi *et al.* (2018) verificaram a formulação proposta por meio de análises numéricas desenvolvidas no *software* ANSYS que comprovaram a sua eficiência. De acordo com os autores, a partir da formulação proposta, foi possível obter a rigidez rotacional de uma barra com uma abertura circular para n aberturas.

CAPÍTULO 3

MODELAGEM NUMÉRICA

A avaliação da capacidade última de carga de elementos estruturais, basicamente, pode ser feita por meio de estudos experimentais e/ou numéricos. A análise numérica tem sido bem utilizada pelos pesquisadores devido ao baixo custo em relação ao, não menos importante, ensaio experimental. Porém, para se obter a capacidade última por meio de análise numérica, é necessário um conhecimento aprofundado do comportamento não linear de estruturas. Na implementação do modelo numérico são necessárias informações como: comportamento reológico dos materiais, condições de contorno, imperfeições físicas e geométricas, malha utilizada na discretização e o método incremental iterativo adotado para obtenção da trajetória de equilíbrio não linear da estrutura.

De acordo com o exposto, neste capítulo será apresentado o desenvolvimento de um modelo numérico para análise do comportamento à Flambagem Lateral com Distorção (FLD) de vigas celulares mistas por meio do *software* ABAQUS. Primeiramente, será apresentada uma breve revisão do referencial teórico utilizado no desenvolvimento do modelo numérico. Posteriormente, será apresentada a validação do modelo numérico através da comparação de seus resultados com os resultados de testes experimentais realizados por Tong *et al.* (2014) e Salah (2009). Por fim, será apresentada a proposta de estudo paramétrico e os resultados e discussões da análise paramétrica prévia.

3.1 FUNDAMENTOS DA MODELAGEM NUMÉRICA

A fim de se desenvolver um modelo numérico para análise do comportamento de vigas celulares mistas sob momento fletor negativo, foi realizado um levantamento bibliográfico das estratégias utilizadas por outros autores em suas modelagens numéricas. Neste item são apresentados os comandos disponíveis na biblioteca do ABAQUS que foram utilizados e os parâmetros adotados como: modelos constitutivos, modelos de tensões residuais, propriedades de contato entre os elementos e os métodos utilizados para realização

da análise de flambagem e pós-flambagem. O modelo numérico desenvolvido neste trabalho tem grande semelhança com o modelo de Rossi *et al.* (2020a, 2021b, 2021d) e Rossi (2021) que avaliou o comportamento inelástico à FLD de vigas mistas de aço e concreto de alma cheia.

Para avaliação do comportamento inelástico dos modelos de viga mista, primeiramente, é realizada análise de perturbação linear (*buckle*), e posteriormente, análise não linear por meio do método “*Static Riks*” presente na biblioteca no ABAQUS. Na análise linear (flambagem) a carga de estabilidade elástica é obtida pelo produto do primeiro autovalor positivo (menor energia) pela carga externa aplicada à estrutura no estado inicial. Vale ressaltar que na análise linear as imperfeições iniciais não são consideradas. Já na análise não linear (pós-flambagem), as imperfeições iniciais foram implementadas de acordo com a seção 3.1.5. Para resolver o problema de não linearidade geométrica, o método “*Static Riks*” foi utilizado para obtenção da trajetória de equilíbrio da curva carga *vs* deslocamento.

3.1.1 Modelos Constitutivos

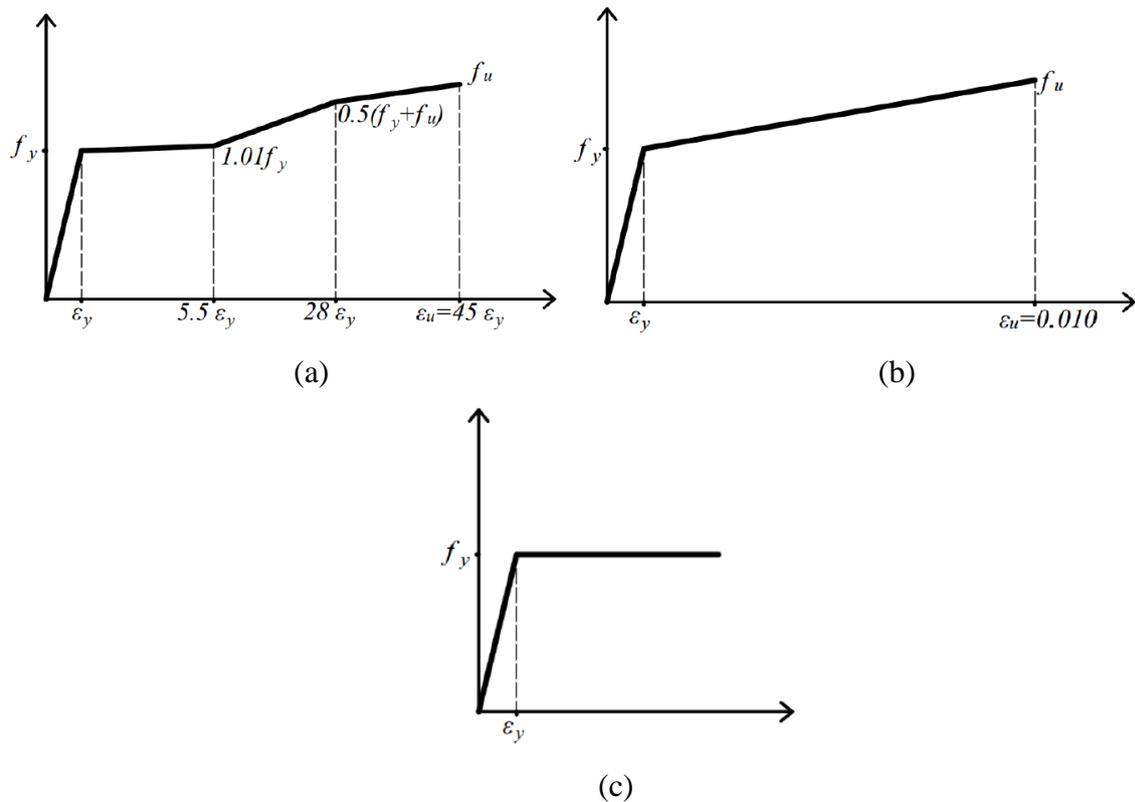
Para o aço do perfil, foi adotado o modelo quadrilinear de Earls (1999), Figura 3.1a. Para as armaduras da laje, modelo elastoplástico com encruamento positivo (Figura 3.1b). Finalmente, o modelo atribuído aos conectores de cisalhamento foi o elastoplástico perfeito, conforme mostrado na Figura 3.1c.

Para o comportamento do concreto da laje, foi adotado o modelo CDP (*concrete damage plasticity*). O CDP é um critério baseado nos modelos propostos por Hillerborg, Modéer e Petersson (1976), Lubliner *et al.* (1989) e Lee e Fenves (1998) no qual tem sido amplamente utilizado na modelagem de concreto, e outros materiais com comportamento frágil (FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2020b). As Equação (14) e (15) é que determinam o parâmetro do dano (d) para comportamento sob compressão e tração, respectivamente. Este parâmetro varia de “0” (material não danificado) a “1” (material totalmente danificado).

$$d_c = 1 - (\sigma / f_c) \quad (14)$$

$$d_t = 1 - (\sigma / f_t) \quad (15)$$

Figura 3.1: Relação tensão-deformação para os elementos de aço



Fonte: Rossi *et al.* (2020a)

O modelo CDP 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 fissuração por tração e o esmagamento por compressão do concreto são os principais mecanismos de falha do modelo CDP. Devido a isso, a evolução da superfície de escoamento é controlada por duas variáveis de endurecimento que causam a ruptura sob tração e compressão. Este modelo de dano pode ser usado para descrever o dano irreversível que ocorre durante o processo de fratura (ABAQUS, 2016).

Os parâmetros de entrada para caracterizar a plasticidade são: ângulo de dilatação (ψ), excentricidade (ξ), a razão entre a resistência compressão uniaxial e biaxial ($\sigma_{b0} / \sigma_{c0}$), a razão entre os meridianos de compressão e tração (K_c), e o parâmetro de viscosidade que representa a relaxação (μ). A Tabela 3.1 apresenta os valores desses parâmetros usados para o desenvolvimento do modelo numérico.

Tabela 3.1: Parâmetros de entrada do CDP

Parâmetro	Valor
ψ (°)	36 (ROSSI <i>et al.</i> , 2020a, 2021a, 2021c)
ξ	0,1 (Default)
σ_{b0}/σ_{c0}	1,16 (Default)
Kc	2/3 (Default)
μ (s ⁻¹)	0,001 (ROSSI <i>et al.</i> , 2020a, 2021a, 2021c)

Fonte: Adaptado de Rossi *et al.* (2020a, 2021b, 2021d)

Para representar o comportamento do concreto à compressão (Equações (16) e (17)) e tração (Equação (18)) foi adotado a relação tensão-deformação proposta por Carreira e Chu (1985, 1986), conforme equações:

$$\frac{\sigma}{f_{cm}} = \frac{\beta_c (\varepsilon/\varepsilon_c)}{\beta_c - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_c)^{\beta_c}} \quad (16)$$

$$\beta_c = \left(\frac{f_{cm}}{32,4} \right)^3 + 1,55 \quad (MPa) \quad (17)$$

$$\frac{\sigma}{f_{tm}} = \frac{\beta_c (\varepsilon/\varepsilon_t)}{\beta_c - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_t)^{\beta_c}} \quad (18)$$

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.

As propriedades mecânicas do concreto foram definidas em função do f_{ck} (resistência característica à compressão aos 28 dias) por meio das relações fornecidas pelo EC2 (EN 1992-1-1:2004), conforme Equações (19)-(23):

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \quad (MPa) \quad (19)$$

$$f_{tm} = 0,3 f_{ck}^{2/3} \quad (MPa) \quad (20)$$

$$E_{cm} = 22 \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0,3} \quad (MPa) \quad (21)$$

$$\varepsilon_{c1} = 0,7 f_{cm}^{0,31} \leq 2,8 \quad (\%) \quad (22)$$

$$\varepsilon_{cu1} = 3,5 \quad (\%) \quad (23)$$

onde: E_{cm} é o módulo de elasticidade do concreto; ε_{c1} é a deformação correspondente a f_{cm} ; e ε_{cu1} é a deformação última do concreto.

3.1.2 Discretização

Os perfis de aço foram discretizados com elementos finitos do tipo casca S4R. O elemento S4R é um elemento quadrilateral com quatro nós e integração reduzida, fator que reduz o tempo de processamento. Já os conectores de cisalhamento, a laje de concreto e os atuadores, foram discretizados pelo elemento sólido C3D8R, que é um elemento hexaédrico de aproximação linear com oito nós, seis graus de liberdade por nó e integração reduzida. O elemento C3D8R suporta análise plástica com grandes deformações e permite a visualização da fissura no critério de resistência *Concrete Damage Plasticity* (FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2020b). As armaduras da laje foram discretizadas com elementos de treliça T3D2, este elemento possui dois nós de aproximação linear e três graus de liberdade por nó. A Tabela 3.2 apresenta os elementos finitos e suas respectivas dimensões utilizados na discretização de cada elemento estrutural que compõe as amostras analisadas de vigas mistas de aço e concreto. A Figura 3.2 apresenta visualmente qual elemento finito foi utilizado na discretização de cada elemento estrutural que compõe a viga mista, e a Figura 3.3 apresenta a estrutura discretizada pelos elementos finitos adotados. As dimensões dos elementos foram determinadas através de testes de sensibilidade de acordo com o trabalho de Rossi *et al.* (2020a).

Tabela 3.2: Tipo e dimensão dos elementos finitos

Parte do modelo	Tipo do elemento	Dimensão do elemento
Armaduras	T3D2	10 mm
Conector pino com cabeça	C3D8R	3 mm
Perfil I	S4R	10 mm
Laje de concreto	C3D8R	20 mm
Atuador	C3D8R	20 mm

Fonte: Adaptado de Rossi *et al.* (2020a)

Figura 3.2: Discretização utilizada na modelagem numérica

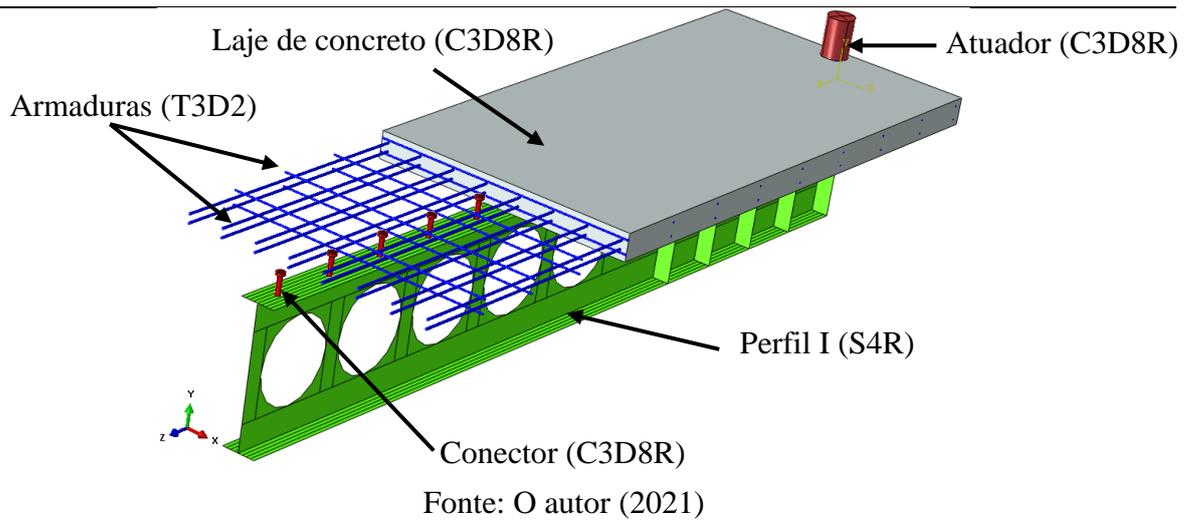
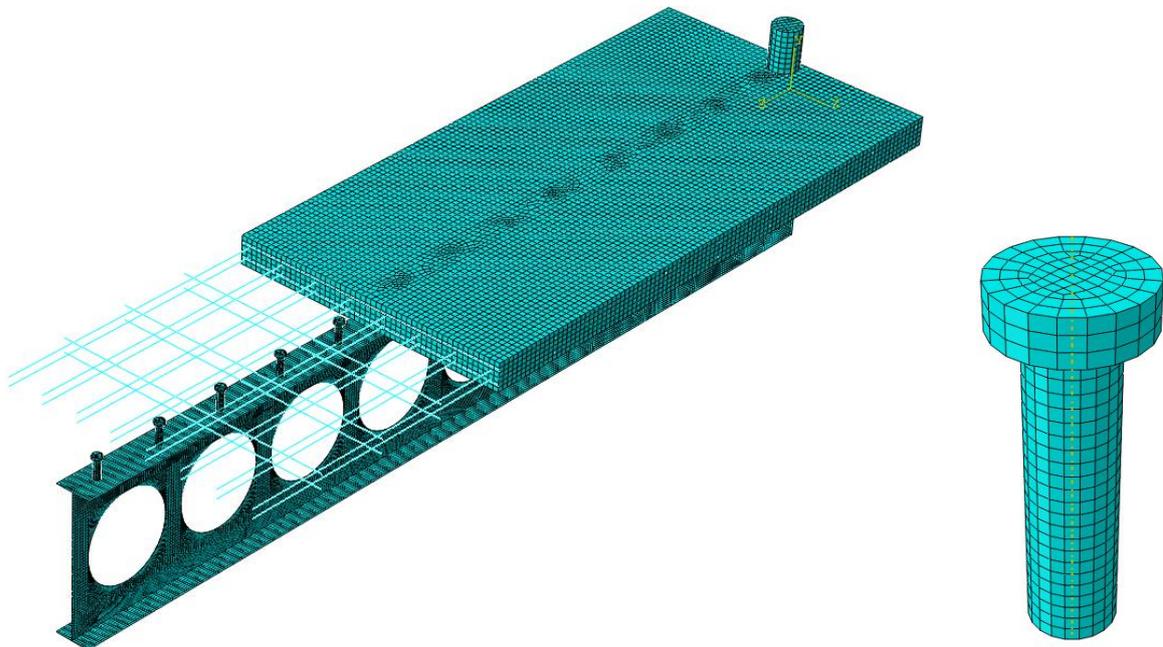


Figura 3.3: Estrutura discretizada em elementos finitos



Fonte: O autor (2021)

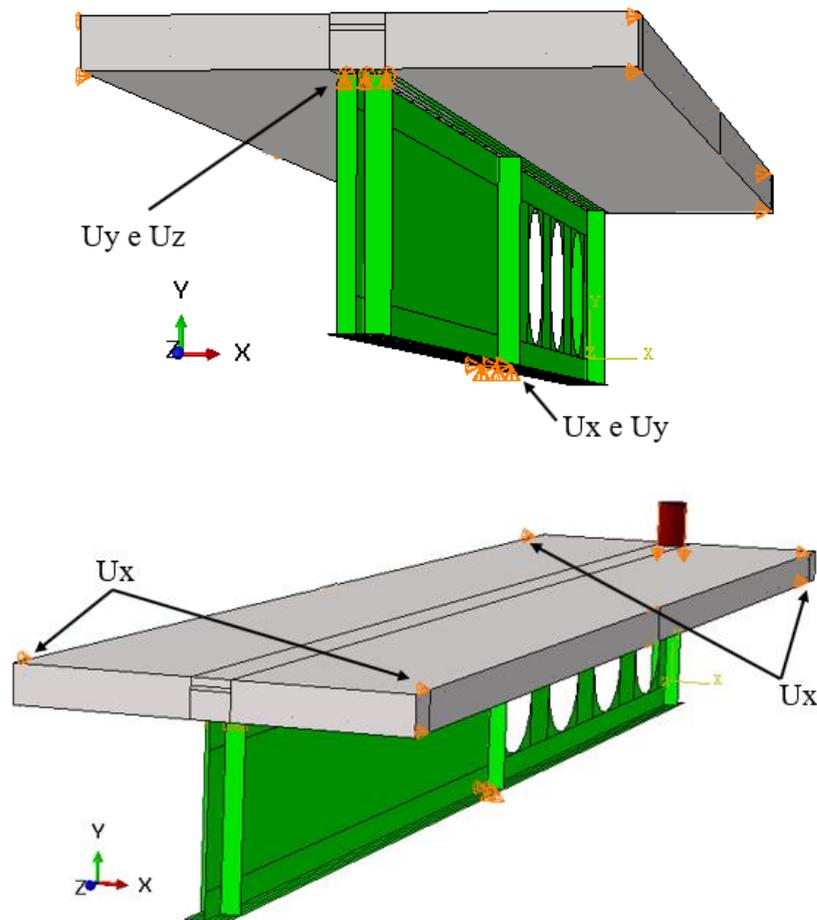
3.1.3 Condições de Contorno

Neste estudo, duas diferentes configurações de vinculação tiveram de ser adotadas. Uma foi utilizada nos modelos desenvolvidos para realização do estudo de validação com os modelos experimentais de Salah (2009), enquanto a outra foi adotada na validação com os modelos experimentais de Tong *et al.* (2014) e nos modelos do estudo paramétrico.

Sobre os modelos experimentais de Salah (2009), no comprimento médio da mesa inferior, foi inserido um suporte articulado no qual o seu deslocamento vertical e lateral eram

impedidos. Na extremidade à esquerda de cada modelo testado, uma estrutura de travamento de aço fixada no piso do laboratório foi inserida para restringir os deslocamentos laterais e verticais para cima. A extremidade à direita apresentava restrições laterais e estava livre para se mover verticalmente. As condições de contorno impostas no modelo numérico para validação são apresentadas na Figura 3.4.

Figura 3.4: Condições de contorno dos modelos de Salah (2009) no programa ABAQUS

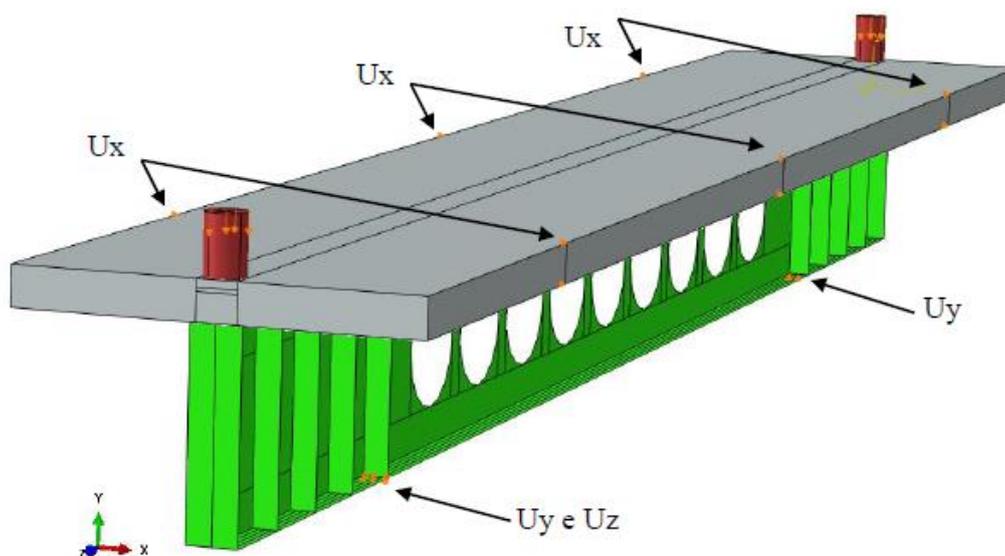


Fonte: O autor (2022)

As condições de contorno adotadas nos modelos do estudo paramétrico são apresentadas na Figura 3.5. Os modelos paramétricos e os modelos experimentais de Tong *et al.* (2014) possuem a mesma configuração geométrica. Contudo, os modelos de Tong *et al.* (2014) são de vigas mistas de alma cheia, enquanto os modelos do estudo paramétrico são de vigas celulares mistas. Os vínculos dos modelos foram impostos de modo que as amostras fossem simplesmente apoiadas com contraventamento lateral. Segundo Rossi *et al.* (2020a), o contraventamento lateral simula a condição de um piso misto, que possui rigidez infinita no

plano da laje (rigidez transversal). As ações foram aplicadas em um ou ambos os balanços das amostras de viga mista contínua, de acordo com a configuração de distribuição de momento fletor negativo que será analisado.

Figura 3.5: Condições de contorno dos modelos de paramétricos no programa ABAQUS

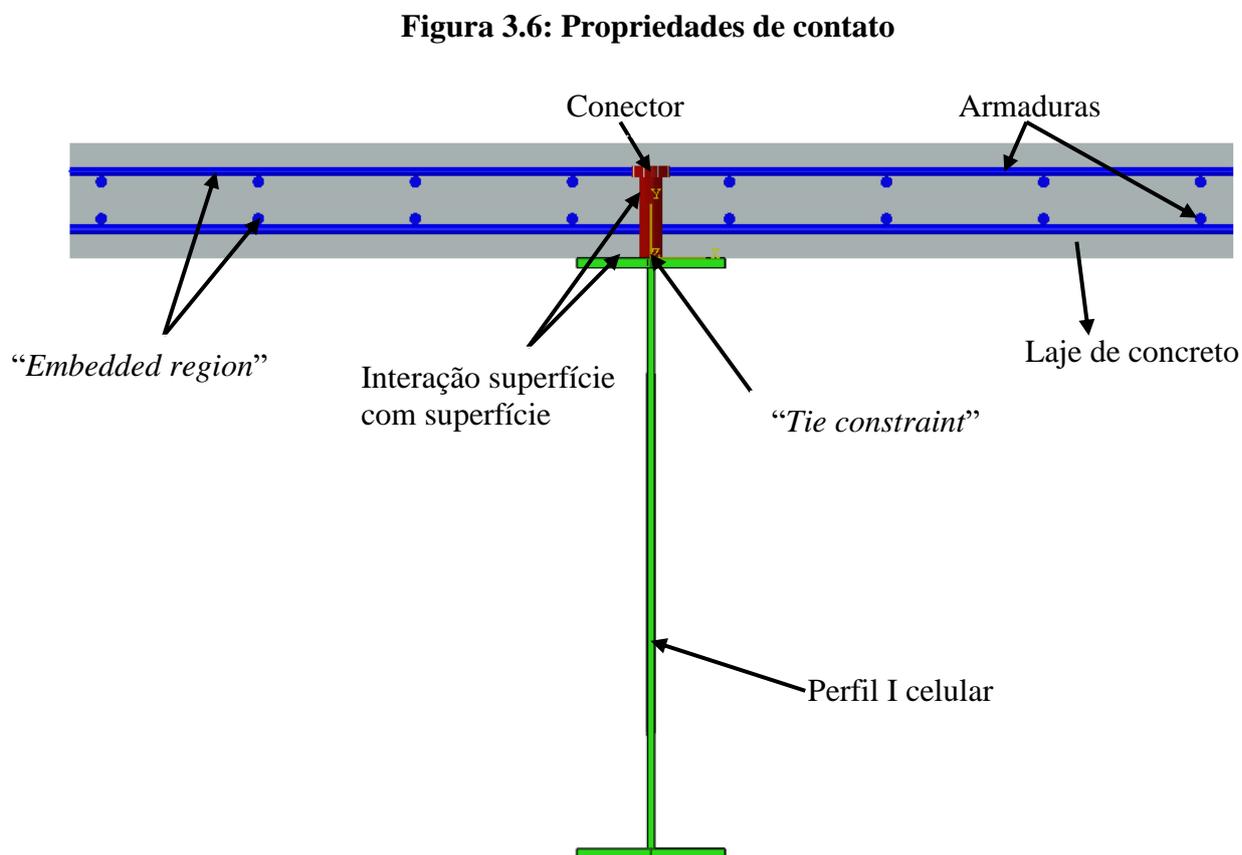


Fonte: O autor (2022)

3.1.4 Contato entre os elementos estruturais (interações)

A interação entre os elementos estruturais que compõe a viga mista foi implementada de acordo com o modelo de Rossi *et al.* (2020a). Utilizando as opções de interação (*interaction*) e restrição (*constraint*) disponível no ABAQUS, para a interação entre o conector de cisalhamento e a mesa superior do perfil, foi utilizada a opção “*Tie constrain*”, que simula a conexão soldada entre esses dois elementos, sendo o deslocamento relativo entre ambos totalmente impedido. Esse tipo de contato também foi utilizado na interação atuador-laje. Já as interações conector-laje e perfil-laje foram implementadas utilizando a opção de interação de superfície (*surface to surface interaction*), tendo o comportamento normal e tangencial definido pelas 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 a armadura e o concreto da laje foi implementada usando a opção de elementos embebidos. Nesta técnica, é realizada uma ligação perfeita entre elementos incorporados (*embedded elements*) e elementos hospedeiros (*host region*). Essa ligação

restringirá os graus de liberdade translacional dos nós incorporados e também evitará o deslizamento entre as armaduras e o concreto (WIJESIRI PATHIRANA *et al.*, 2016). A Figura 3.6 apresenta os detalhes entre os contatos supracitados.



Fonte: O autor (2021)

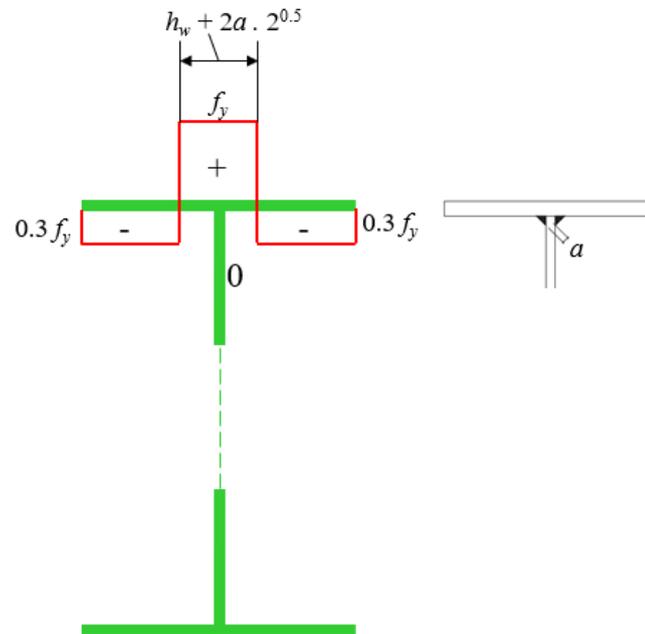
3.1.5 Imperfeições iniciais

As imperfeições iniciais dos perfis de aço, como as tensões residuais (imperfeição física) e a falta de reticidade do perfil (imperfeição geométrica), possuem grande influência em sua capacidade carga. Deste modo, no desenvolvimento de uma análise de pós-flambagem, as imperfeições iniciais devem ser implementadas. Assim, a implementação da imperfeição geométrica foi realizada pelo comando “*IMPERFECTION*”, onde é inserido uma curvatura inicial no primeiro autovetor positivo obtido na análise *buckle*. Já a implementação das tensões residuais foi realizada pelo o comando “*INITIAL CONDITIONS, TYPE=STRESS*”.

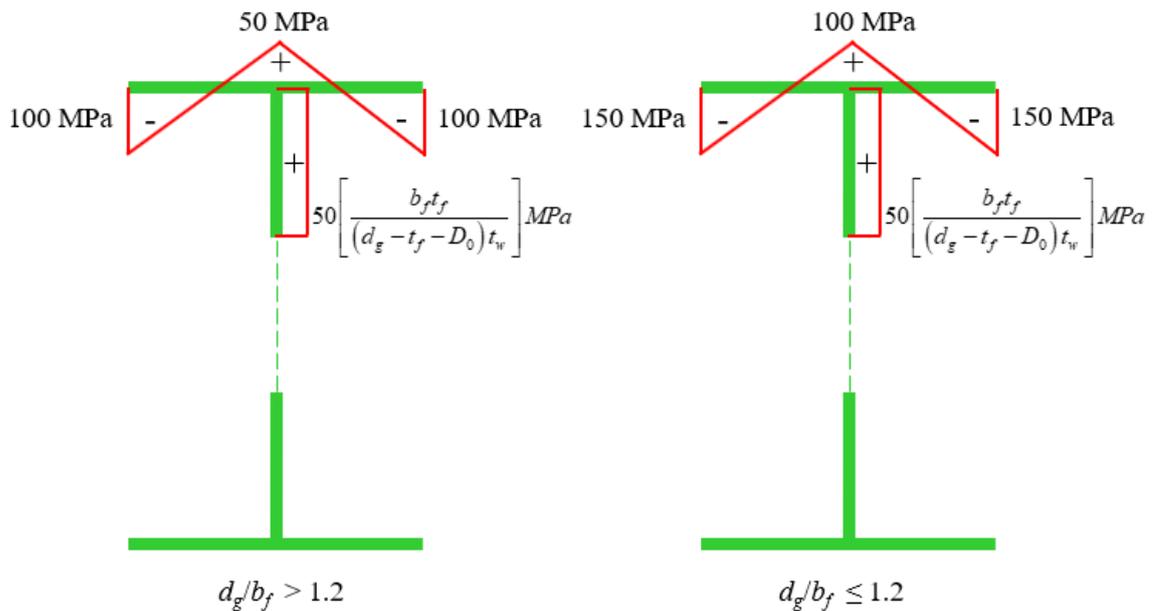
Para validação do modelo numérico, um estudo de sensibilidade foi realizado utilizando diferentes valores para imperfeição geométrica inicial e diferentes modelos de distribuição de tensões residuais. Contudo, algumas considerações tiveram de ser adotadas quanto à distribuição de tensões residuais, pois o único modelo proposto especificamente para perfis alveolares é o modelo de Sonck (2014) e Sonck, Impe e Belis (2014). Além disso, o modelo de distribuição de tensões residuais dos autores aborda apenas perfis laminados, sendo que os testes experimentais de Salah (2009) foram realizadas em vigas mistas compostas por perfis soldados. Outra observação é que os perfis com aberturas, que compõem os modelos experimentais de Salah (2009), passaram por um processo corte da alma de modo a obter diretamente a geometria de abertura desejada. Assim, esses perfis não passaram pelo processo de fabricação tradicional das vigas celulares, que é regido pelas etapas de corte térmico, expansão e soldagem. Segundo Grilo (2018a), essas vigas provavelmente apresentaram um perfil de tensões residuais diferente comparado às vigas celulares fabricadas pelo processo usual de corte e solda.

Na validação do modelo numérico com os testes experimentais de Salah (2009), para implementação das tensões residuais de modelos propostos para perfis soldados, foi adotado a mesma estratégia de modelagem de Sonck *et al.* (2012) e Ellobody (2012b), onde é considerado apenas a distribuição de tensões residuais nas mesas dos perfis. Os estudos de Sonck *et al.* (2012) e Ellobody (2012b) abordaram o comportamento de vigas celulares e casteladas de aço, respectivamente. No estudo de validação do presente artigo, concluiu-se que o modelo de tensões residuais proposto por Beg e Hladnik (1996), mostrado na Figura 3.7a, foi o que teve maior aproximação nas análises de sensibilidade do modelo numérico. Já nos modelos do estudo paramétrico, foi utilizado o modelo de tensões residuais de Sonck, Impe e Belis (2014) que é mostrado na Figura 3.7b. Este modelo foi adotado pois os perfis que compõem as vigas celulares mistas do estudo paramétrico são perfis laminados.

Figura 3.7: Modelos de distribuição de tensões residuais



(a) Adaptação do modelo de Beg e Hladnik (1996) para seções soldadas celulares



(b) Modelo para seções laminadas celulares (SONCK; IMPE; BELIS, 2014)

Fonte: O autor (2022)

3.2 VALIDAÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

A acurácia do modelo numérico foi aferida comparando os resultados das simulações com os resultados de ensaios experimentais realizados por Salah (2009) e Tong *et al.* (2014).

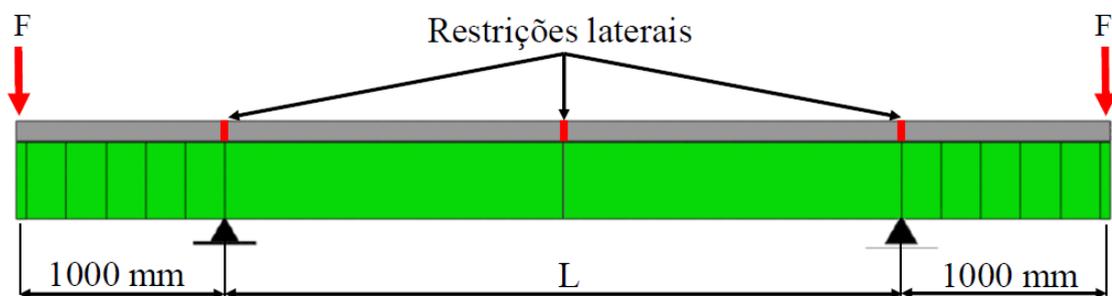
O objetivo de ambos os experimentos foi avaliar o comportamento de vigas mistas de aço e concreto, formadas por perfis I e lajes maciças de concreto armado, sob a ação de momento fletor negativo. Porém, Salah (2009) testaram vigas mistas com aberturas na alma, enquanto Tong *et al.* (2014) testaram vigas mistas de alma cheia.

Na calibração do modelo numérico, buscou-se obter erro menor que 5% entre a capacidade carga obtida pelos modelos experimentais e pelos modelos numéricos. Rossi *et al.* (2020a, 2021b, 2021d) e Rossi (2021) validaram seus modelos numéricos comparado os resultados com os testes experimentais de Tong *et al.* (2014). Os modelos dos autores obtiveram erro menor que 3% em relação aos resultados experimentais. Desse modo, primeiramente será apresentado a comparação dos resultados do modelo numérico com os testes de Tong *et al.* (2014), e, posteriormente, com os testes de Salah (2009).

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

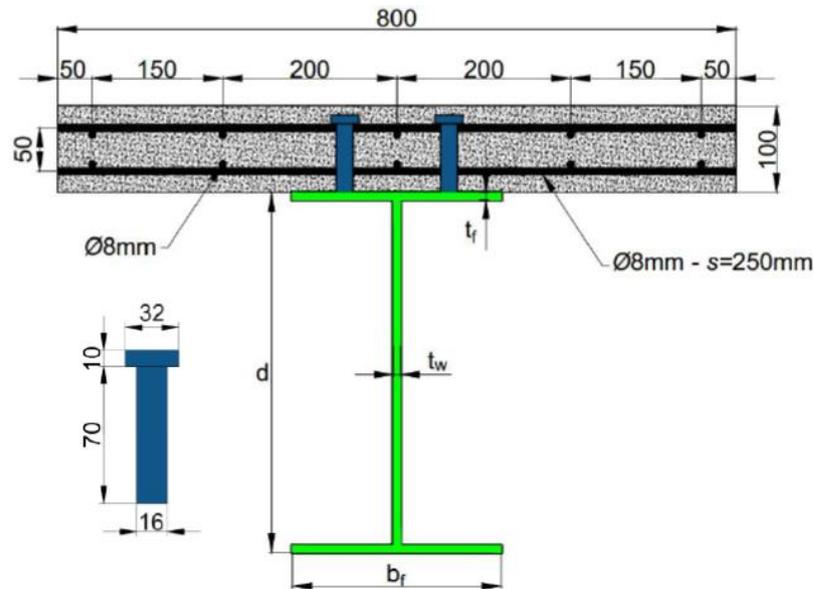
Os modelos experimentais de Tong *et al.* (2014) são vigas mistas de alma cheia simplesmente apoiadas com restrição ao deslocamento lateral, nas quais possuem um tramo e dois balanços onde se aplica as cargas. Desse modo, as vigas são submetidas à distribuição momento negativo uniforme, conforme Figura 3.8. A seção transversal dos modelos analisados é mostrada na Figura 3.9. As dimensões dos modelos são mostradas na Tabela 3.3. As propriedades mecânicas dos materiais obtidas nos ensaios experimentais são apresentadas na Tabela 3.4, com as informações necessárias para implementação das relações constitutivas dos materiais de acordo com o item 3.1,1.

Figura 3.8: Condições de contorno



Fonte: Rossi (2021)

Figura 3.9: Detalhes da seção transversal (dimensões em mm)



Fonte: Rossi (2021)

Tabela 3.3: Propriedades geométricas dos modelos experimentais de Tong *et al.* (2014)

Amostra	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
B4.2-350-1-C	4200	350	125	8	6	150
B4.2-400-1	4200	400	125	8	6	300

Fonte: Rossi (2021)

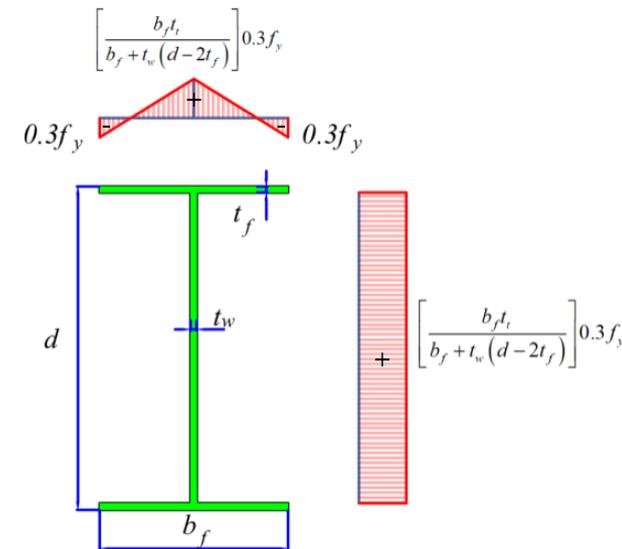
Tabela 3.4: Propriedades mecânicas do modelo de aferição

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
Conector pino com cabeça	206.000	0,3	-	235	-

Fonte: Rossi (2021)

A fim de se investigar qual modelo de tensões residuais é mais apropriado para avaliação da FLD em vigas mistas de alma cheia, Rossi *et al.* (2021d) realizaram uma análise de sensibilidade utilizando diferentes modelos de tensões residuais presentes na literatura. Os autores observaram que o modelo de Galambos e Ketter (1959) fornece melhor aproximação dos resultados comparando com os ensaios de Tong *et al.* (2014). A distribuição de tensões residuais proposta por Galambos e Ketter (1959) é apresentada na Figura 3.10.

Figura 3.10: Modelo de tensão residual de Galambos e Ketter (1959)



Fonte: Rossi (2021)

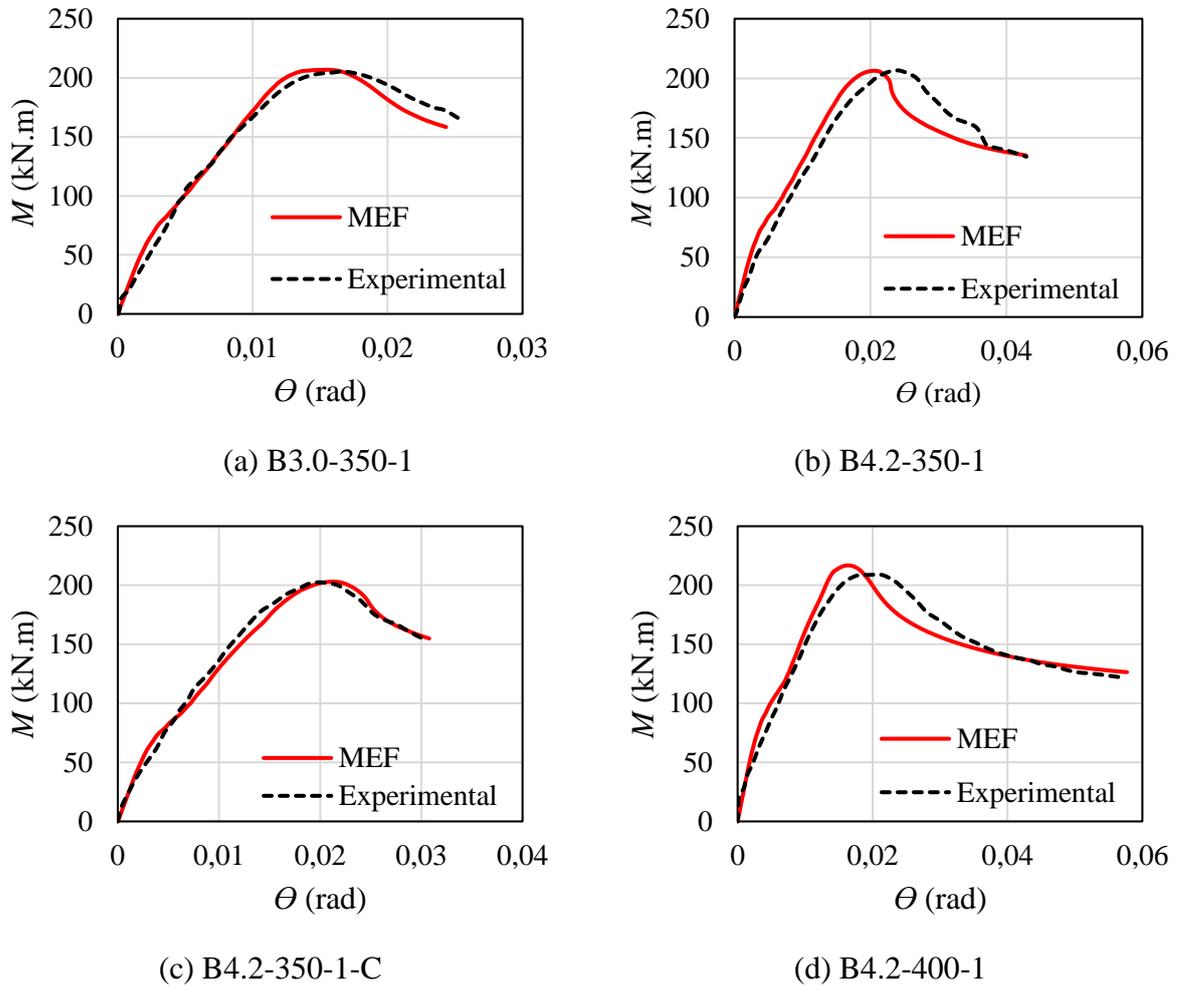
A comparação entre os resultados numéricos e experimentais é apresentada na Tabela 3.5 e na. A rotação (θ) mostrada na Figura 4.12 foi mensurada à meia altura da viga I, na região de apoio.

Tabela 3.5: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais

Modelo	M_{teste} (kN.m)	M_{MEF} (kN.m)	$M_{\text{teste}}/M_{\text{MEF}}$
B3.0-350-1	205,1	206,7	1,008
B4.2-350-1	206,9	206,4	0,998
B4.2-350-1-C	203,7	203,1	0,997
B4.2-400-1	210,5	216,7	1,029

Fonte: O autor (2021)

Figura 3.11: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais



Fonte: O autor (2021)

3.2.2 Modelo de Salah (2009)

Os modelos experimentais de Salah (2009) possuem uma tramo e um balanço onde é aplicada a carga. A fim de se avaliar o efeito das aberturas na alma da viga mista, os modelos apresentam aberturas apenas na região do balanço. Na região entre os apoios, os modelos não possuem aberturas, conforme a Figura 3.12. Salah (2009) testou dois conjuntos de espécimes, o conjunto utilizando seção-I com aço S355 e o conjunto com aço S420. O detalhamento da geometria dos modelos experimentais e sua seção transversal são apresentadas na Figura 3.13 e Figura 3.14, respectivamente. Na Figura 3.14 é possível observar que a espessura da alma nominal (t_w) é igual à 4,0 mm. Contudo, segundo Salah (2009), nas medições realizadas nos modelos experimentais em laboratório obteve-se valores menores de t_w . Com base nas medições experimentais, Salah (2009) validou seus modelos numéricos utilizando t_w igual à

3,8 mm. Este valor de também t_w também foi utilizado na validação dos modelos numéricos do presente trabalho. Quanto às propriedades mecânicas dos materiais para validação dos modelos, estes são mostrados na Tabela 3.6.

Figura 3.12: Modelos experimentais de Salah (2009)



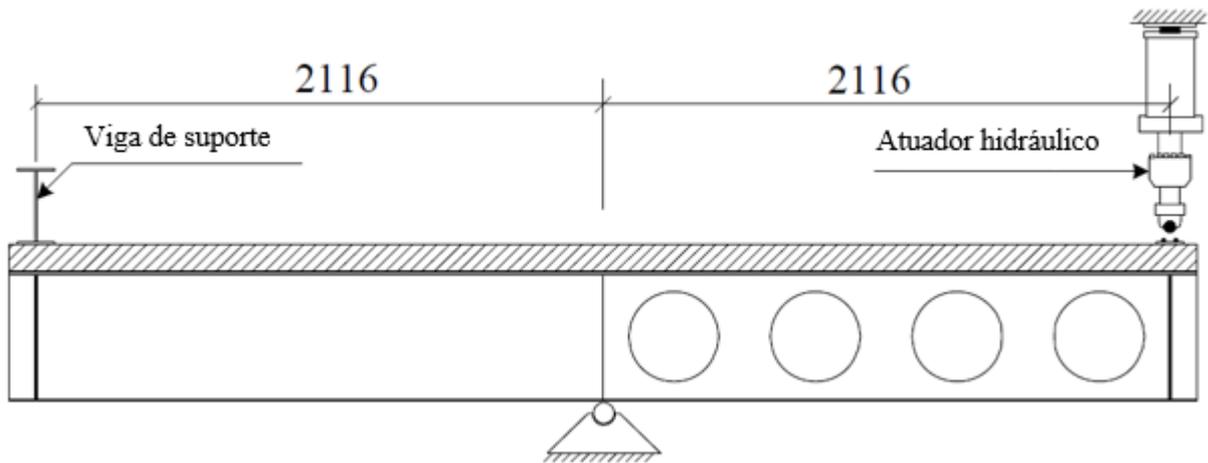
(a) Modelos com aberturas circulares



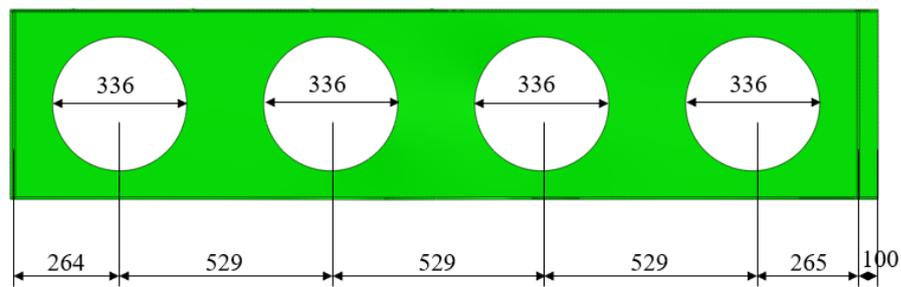
(b) Modelos com aberturas hexagonais

Fonte: Salah (2009)

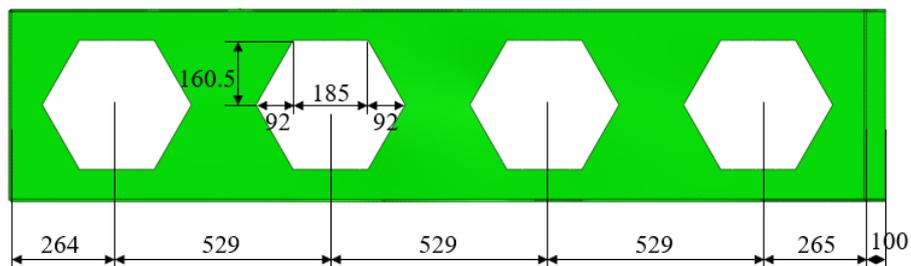
Figura 3.13: Detalhamento da geometria dos modelos (dimensões em mm)



(a) Vista lateral

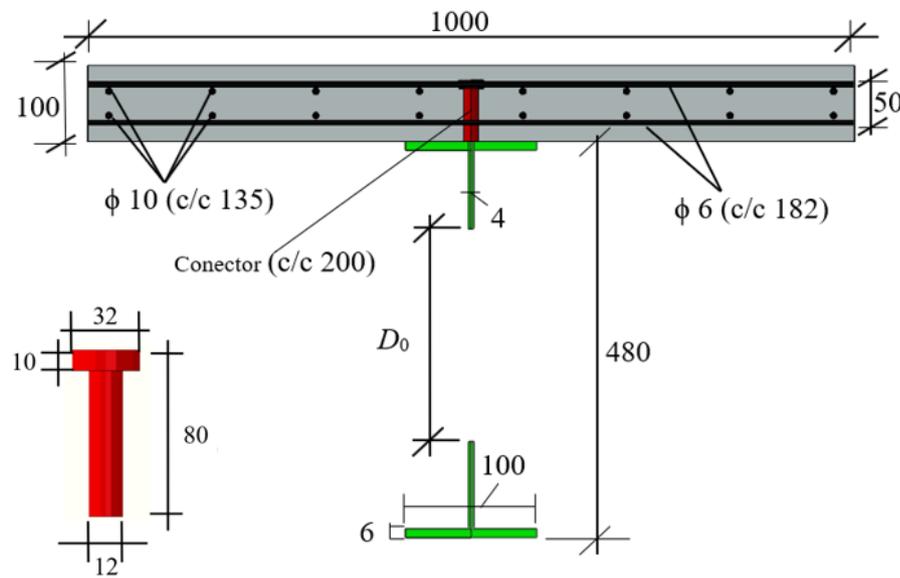


(b) Detalhamento dos modelos com aberturas circulares



(c) Detalhamento dos modelos com aberturas hexagonais

Fonte: Adaptado de Salah (2009)

Figura 3.14: Detalhamento da seção transversal (dimensões em mm)


Fonte: Adaptado de Salah (2009)

Tabela 3.6: Propriedades mecânicas

Elemento	E (MPa)	ν	$f_{ck-cúbico}$ (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Laje de concreto	29.962	0,2	30	-	-
Perfil S355	200.000	0,3	-	355	490
Perfil S420	200.000	0,3	-	420	520
Armaduras	200.000	0,3	-	459,6	608
Conector de cisalhamento	200.000	0,3	-	611,35	-

Fonte: O autor (2021)

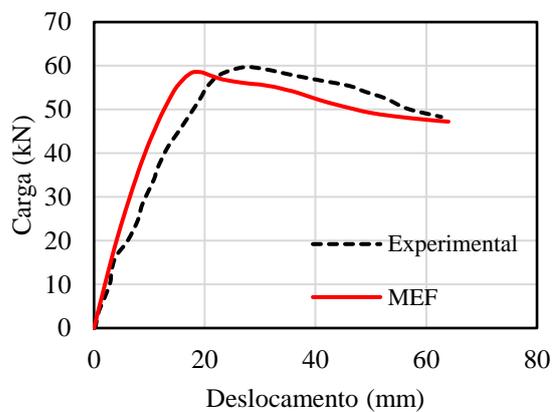
A comparação entre os resultados obtidos pelos modelos numéricos com os obtidos pelos testes experimentais, são apresentados nas Tabela 3.7, Tabela 3.8 e Figura 3.15. A Tabela 3.7 mostra a comparação entre resultados numéricos e experimentais das cargas últimas, a Figura 3.15 das trajetórias de equilíbrio e a Tabela 3.8 das configurações deformadas. A comparação entre os resultados dos modelos numéricos e experimentais mostraram proximidade. Portanto, o modelo numérico é validado dada a conformidade dos resultados e será utilizado para o desenvolvimento do estudo paramétrico.

Tabela 3.7: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais

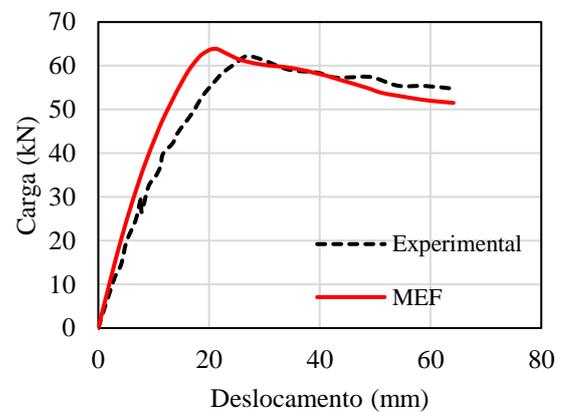
Modelo	Experimental (kN)	Numérico (kN)	P_{Num}/P_{Exp}
C4S355	59,56	58,55	0,983
C4S420	62,26	63,89	1,026
H4S355	62,03	59,95	0,966
H4S420	62,55	64,44	1,030

Fonte: O autor (2021)

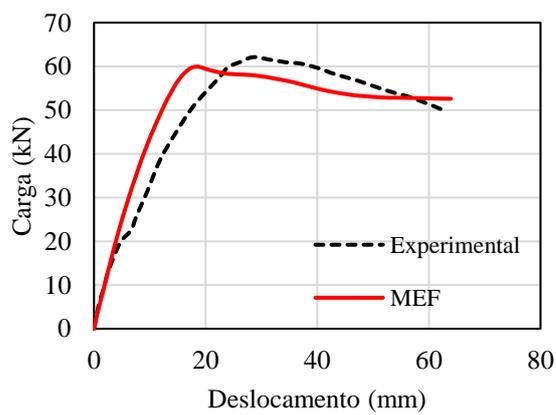
Figura 3.15: Comparação entre os resultados numéricos e experimentais



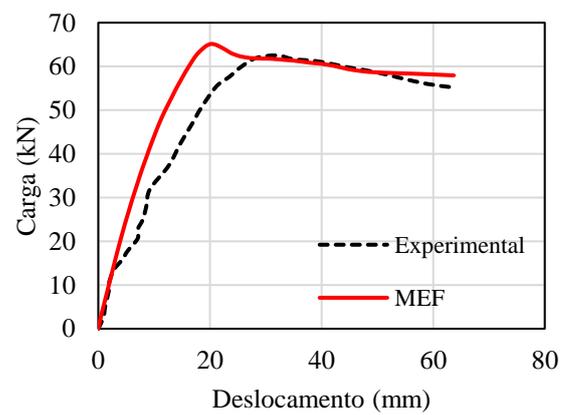
(a) C4S355



(b) C4S420



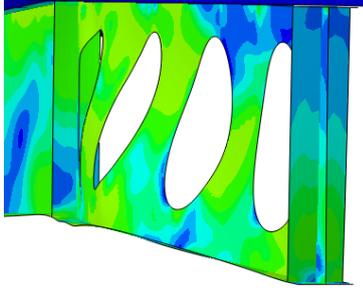
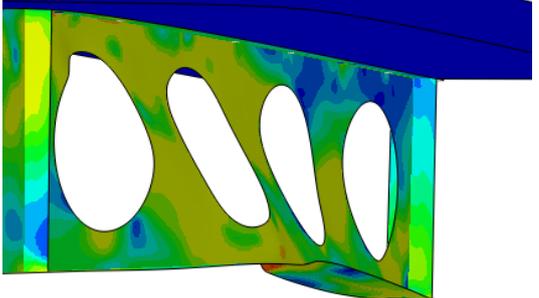
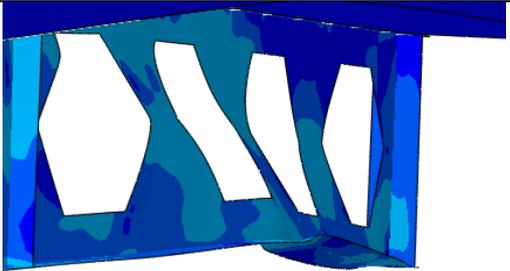
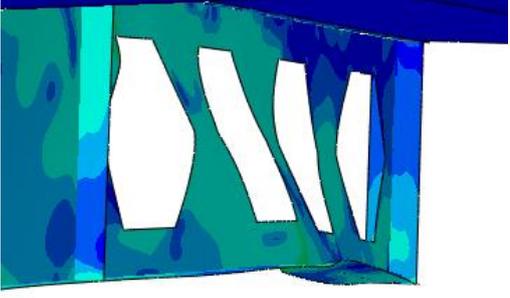
(c) H4S355



(d) H4S420

Fonte: O autor (2021)

Tabela 3.8: Comparação entre a configuração deformada dos modelos numéricos e experimentais

Modelo	Experimental	Numérico
C4S355		
C4S420		
H4S355		
H4S420		

Fonte: O autor (2021)

CAPÍTULO 4

ESTUDO PARAMÉTRICO

Neste capítulo é apresentado os parâmetros abordados no estudo paramétrico. Devido à escassez de estudos que investigaram o comportamento à FLD de vigas celulares mistas de aço e concreto, ainda não há um entendimento da influência de certos parâmetros no comportamento dessas estruturas. Como apresentado na seção 2.2, apenas os trabalhos de Salah (2009) e Gizejowski e Salah (2010) apresentam resultados de testes experimentais. Contudo, poucos parâmetros foram abordados nos testes realizados pelos autores. Sendo os parâmetros como vão destravado, tipologia das aberturas e a resistência ao escoamento do aço. Portanto, há parâmetros que possuem influência significativa no comportamento de vigas celulares e da FLD em vigas mistas de aço e concreto que necessitam de maiores investigações. Desse modo, neste capítulo serão apresentadas a justificativa e fundamentação do estudo paramétrico. Por fim, é apresentado o detalhamento dos modelos e parâmetros abordados no estudo.

4.1 FUNDAMENTOS DA PARAMETRIZAÇÃO

O estudo paramétrico proposto neste trabalho, busca determinar a influência dos principais parâmetros sobre a capacidade resistente à Flambagem Lateral com Distorção (FLD) de vigas celulares mistas de aço e concreto. Segundo os estudos de Rossi *et al.* (2020a), que investigou a ação do momento fletor negativo em vigas mistas aço-concreto, as dimensões da seção transversal do perfil I é o fator de maior influência na resistência à FLD. As dimensões da seção transversal do perfil I (b_f , t_f e t_w) são abordadas no estudo.

Estudos do comportamento inelástico à FLD de vigas mistas contínuas, como os de Tong *et al.* (2014) e Rossi *et al.* (2020a), mostraram que o gradiente de momento possui influência significativa momento último à FLD. Em ambos os estudos foi observado que os modelos submetidos à configuração de momento fletor negativo uniforme (flexão pura negativa) apresentaram o caso mais crítico, enquanto os modelos submetidos à configuração

CAPÍTULO 4 – ESTUDO PARAMÉTRICO

de momento fletor negativo linear (flexão simples negativa) foi o caso menos crítico. Segundo Vrcelj e Bradford (2009), quando as vigas mistas de aço-concreto são submetidas a um considerável gradiente de momento fletor negativo a FLD ocorre, frequentemente, após a seção atingir o comportamento plástico. No desenvolvimento do presente trabalho, não foram encontrados estudos que avaliaram a influência no comportamento à FLD de diferentes configurações de momento fletor negativo em vigas celulares mistas. Assim, este parâmetro é abordado no estudo paramétrico. Há também a falta de estudos sobre a influência da laje e da taxa de armadura longitudinal no comportamento estrutural em questão. Contudo, segundo as investigações numéricas de Rossi *et al.* (2021b) e Rossi (2021), estes parâmetros não apresentaram influência significativa no momento último à FLD de vigas mistas de aço e concreto.

Por meio dos testes experimentais realizados, Salah (2009) e Gizejowski e Salah (2010a) observaram que todos os modelos apresentaram modo de falha por FLD. As amostras de vão longo com aberturas circulares e hexagonais apresentaram falha com predominância da FLD. Já em todos os modelos de vão curto e aberturas retangulares, os autores observaram um modo torcional-distorcional com baixa contribuição da instabilidade lateral. Como os modelos experimentais foram submetidos a um considerável gradiente de momento fletor negativo, o comportamento estrutural dessas vigas apresenta influência significativa do esforço cortante. Além disso, estudos que avaliaram o comportamento de vigas celulares sob flexão mostraram que o acoplamento de modos de instabilidades globais (FLT e FLD) com modos locais (FMA e FLM) ocorre devido a uma combinação de fatores como comprimento destravado (L), gradiente de momento fletor (flexão pura ou simples), dimensões da seção transversal do perfil e parâmetros de abertura (D_0/d e p/D_0). Entre esses estudos, destacam-se Ellobody (2012a), Erdal e Saka (2013), El-Sawy *et al.* (2014), Panedponjam *et al.* (2014 e 2016), Grilo *et al.* (2018), Ferreira *et al.* (2019), Ferreira e Martins (2020), e Bhat e Gupta (2020). A influência dos parâmetros de abertura foi pouco estudada no comportamento de vigas celulares mistas sob flexão negativa necessitando de maiores investigações, pois a FMA torna-se crítica quando a largura do montante da alma é pequena ($p/D_0 < 1,5$) (GRILO *et al.*, 2018; MORKHADE; GUPTA, 2019; PANEDPOJAMAN; THEPCHATRI; LIMKATANYU, 2014). Desse modo, influência dos parâmetros chave de diâmetro (D_0/d) e espaçamento (p/D_0) das aberturas de vigas celulares, e o vão destravado (L), são abordados no estudo paramétrico. Outro fator observado pelos autores, é que a distribuição do momento fletor negativo também possui influência relevante no comportamento de vigas mistas de aço e concreto, no qual, em

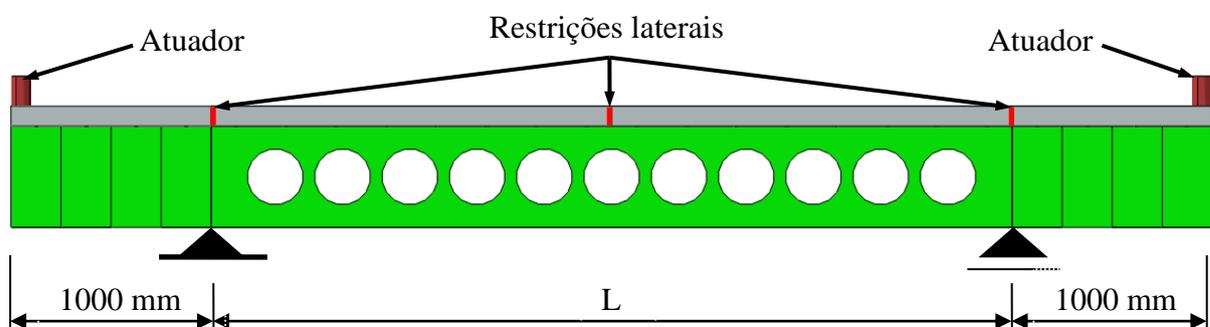
alguns casos de gradiente momento, a FLD não é o modo de falha predominante. De acordo com o exposto, no estudo paramétrico proposto, as seguintes variáveis serão investigadas:

- Parâmetros chave de vigas celulares (D_0/d e p/D_0);
- Dimensões da seção transversal do perfil I (b_f , t_f , t_w);
- Distribuição do momento fletor negativo;
- Vão destravado (L).

4.2 DETALHES DO ESTUDO PARAMÉTRICO

Para realização do estudo paramétrico, a configuração geométrica dos modelos de vigas celulares mistas adotado é semelhante à dos modelos experimentais de Tong *et al.* (2014). A configuração geométrica dos modelos de Tong *et al.* (2014) também foi adotada nos estudos paramétricos de Zhou e Yan (2017) e Rossi *et al.* (2020a, 2021b). Esses modelos são basicamente uma viga contínua formada por um vão destravado (vão analisado) e dois balanços de 1 m cada com a presença de enrijecedores transversais utilizados para aplicação do momento negativo. Desse modo, é possível fazer com que o vão analisado seja submetido à distribuição momento negativo uniforme (flexão pura negativa) ou de gradiente de momento negativo linear (flexão simples negativa). A geometria dos modelos de vigas celulares mistas abordadas no estudo paramétrico é mostrada na Figura 4.1. A seção transversal mista adotada para os modelos paramétricos é mostrada pela Figura 4.2 juntamente com a Tabela 4.1 que mostra a dimensão dos perfis adotados.

Figura 4.1: Layout e condições de contorno dos modelos paramétricos



Fonte: O autor (2022)

CAPÍTULO 4 – ESTUDO PARAMÉTRICO

de interação possui influência significativa no comportamento de vigas celulares mistas submetidas às ações combinadas de momento fletor positivo e esforço cortante. Como não há estudos que abordaram a influência do grau de interação no comportamento de vigas celulares mistas em regiões de momento fletor negativo, maiores investigações são necessárias.

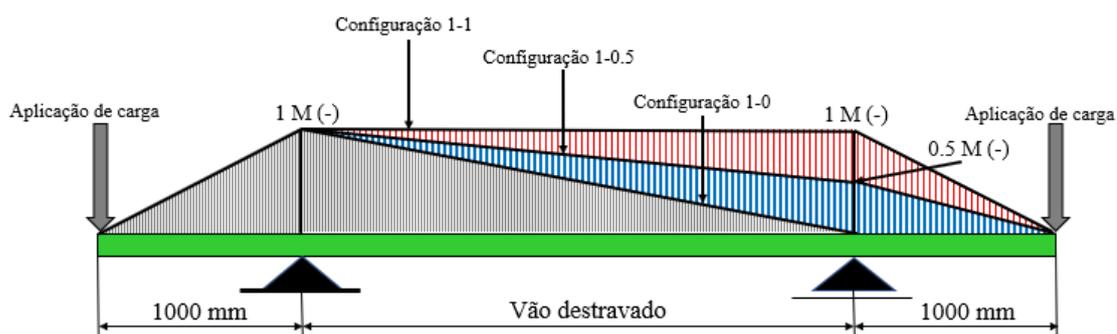
Um total de 360 modelos foram analisados no estudo paramétrico. A Tabela 4.2 e a Figura 4.3 apresentam os parâmetros que compõem a parametrização. A Tabela 4.3 mostra as propriedades mecânicas de cada elemento dos modelos paramétricos. Por fim, a Figura 4.4 apresenta um fluxograma com a parametrização do estudo.

Tabela 4.2: Parâmetros analisados no estudo paramétrico

Parâmetro	Variabilidade
Perfil I	W360x32,9; W360x39; W360x51
Diâmetro das aberturas (D_0/d)	0,8; 0,9; 1,0; 1,1; 1,2
Passo das aberturas (p/D_0)	1,2; 1,3; 1,4; 1,5
Vão livre entre apoios (L)	4 m; 6 m
Distribuição de momento negativo	Conforme Figura 4.3

Fonte: O autor (2022)

Figura 4.3: Distribuição de momento negativo analisados no estudo paramétrico (dimensões em mm)



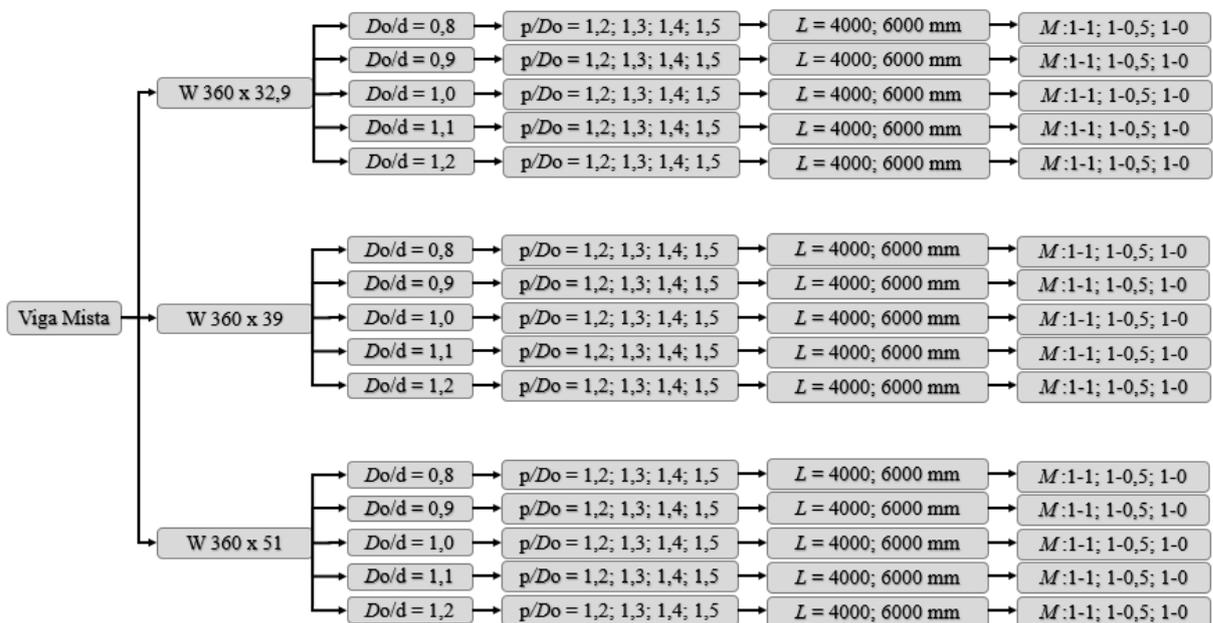
Fonte: O autor (2022)

Tabela 4.3: Propriedades mecânicas dos elementos

Elemento	E (MPa)	ν	$f_{ck-cilindrico}$ (MPa)	f_y (MPa)	f_u (MPa)
Laje de concreto	32.837	0,2	30	-	-
Perfil I	200.000	0,3	-	345	450
Armaduras	210.000	0,3	-	500	550
Pino com cabeça	200.000	0,3	-	345	-

Fonte: O autor (2022)

Figura 4.4: Parametrização dos modelos



Fonte: O autor (2022)

Todos os detalhes do estudo paramétrico são apresentados na Tabela 4.4, na qual é apresentado o momento de plastificação da seção mista (M_{pl}), o momento último (M_u), e o modo de falha dos respectivos modelos, de acordo com as características geométricas e carregamento analisado. Os resultados e discussões do estudo realizado é apresentado na seção 5.

CAPÍTULO 4 – ESTUDO PARAMÉTRICO

Tabela 4.4: Detalhes do estudo paramétrico

Perfil	L (m)	D ₀ /d	p/D ₀	^a n	b _{we} (mm)	M _{pl} (kN,m)	M _{U-MEF(1-1)} (kN,m)	^b Falha M (1-1)	M _{U-MEF(1-0,5)} (kN,m)	^b Falha M (1-0,5)	M _{U-MEF(1-0)} (kN,m)	^b Falha M (1-0)
W 360x32,9	4,0	0,8	1,2	11	180	339,29	228,87	FLD	268,53	FLD + PTC	314,05	FLD + PMA + PTC
			1,3	9	404	339,29	233,68	FLD	292,17	FLD + PTC	343,03	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	9	292	339,29	238,88	FLD	294,34	FLD + PTC	348,24	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	9	180	339,29	229,87	FLD	286,08	FLD + PTC	321,09	FLD + FMA + PTC
		0,9	1,2	9	330,5	321,50	219,01	FLD	266,81	FLD + PTC	299,58	FLD + PMA + PTC
			1,3	9	204,5	321,50	224,74	FLD	268,00	FLD + PTC	316,20	FLD + PMA + PTC
			1,4	7	519,5	321,50	227,96	FLD	289,25	FLD + PTC	330,46	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	7	425	321,50	227,28	FLD	275,49	FLD + PTC	332,99	P + FLD + FMA + PTC
		1,0	1,2	9	145	303,66	213,73	FLD	253,39	FLD + PTC	273,60	FLD + PMA + PTC
			1,3	7	460	303,66	219,37	FLD	264,60	FLD + PTC	319,98	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	7	355	303,66	217,72	FLD	263,08	FLD + PTC	317,37	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	7	250	303,66	218,87	FLD	260,28	FLD + PTC	309,42	P + FLD + FMA + PTC
	1,1	1,2	7	421,5	285,76	208,85	FLD + PTC	250,24	FLD + PTC	266,55	FLD + PMA + PTC	
		1,3	7	306	285,76	209,66	FLD + PTC	250,92	FLD + PTC	298,00	P + FLD + PMA + PTC	
		1,4	7	190,5	285,76	209,62	FLD + PTC	245,01	FLD + PTC	292,39	P + FLD + FMA + PTC	
		1,5	5	652,5	285,76	216,67	FLD + PTC	273,53	FLD + PTC	328,18	P + FLD + FMA + PTC	
	1,2	1,2	7	278	267,80	199,45	FLD + PTC	235,40	FLD + PTC	253,65	FLD + PMA + PTC	
		1,3	7	152	267,80	196,54	FLD + PTC	231,35	FLD + PTC	267,81	P + FLD + PMA + PTC	
		1,4	5	614	267,80	205,01	FLD + PTC	254,71	FLD + PTC	312,19	P + FLD + FMA + PTC	
		1,5	5	530	267,80	205,09	FLD + PTC	245,51	FLD + PTC	302,54	P + FLD + FMA + PTC	
	6,0	0,8	1,2	17	172	339,29	189,91	FLD	232,61	FLD	283,34	FLD + PTC
			1,3	15	312	339,29	193,27	FLD	233,93	FLD	290,69	FLD + PTC
			1,4	15	116	339,29	197,41	FLD	215,25	FLD	285,02	FLD + PTC
			1,5	13	340	339,29	196,84	FLD	240,01	FLD	296,03	FLD + PTC
		0,9	1,2	15	196,5	321,50	180,59	FLD	218,57	FLD	271,37	FLD + PTC
			1,3	13	385,5	321,50	184,31	FLD	226,16	FLD	279,44	FLD + PTC
			1,4	13	196,5	321,50	187,71	FLD	228,82	FLD	279,55	FLD + PTC
			1,5	11	480	321,50	194,32	FLD	233,25	FLD	285,81	FLD + PTC
		1,0	1,2	13	305	303,66	175,50	FLD	213,03	FLD	264,23	FLD + PTC
			1,3	11	550	303,66	180,22	FLD	221,30	FLD	274,00	FLD + PTC
			1,4	11	375	303,66	184,27	FLD	222,24	FLD	272,88	FLD + PTC
			1,5	11	200	303,66	187,38	FLD	222,85	FLD	270,10	FLD + PTC
	1,1	1,2	11	497,5	285,76	170,89	FLD	208,71	FLD	256,65	FLD + PTC	
		1,3	11	305	285,76	174,90	FLD	209,25	FLD	257,53	FLD + PTC	
		1,4	9	651,5	285,76	180,93	FLD	217,02	FLD	271,13	FLD + PTC	
		1,5	9	497,5	285,76	180,08	FLD	219,09	FLD	269,49	FLD + PTC	
1,2	1,2	11	270	267,80	163,13	FLD	197,14	FLD	237,94	FLD + PTC		
	1,3	9	606	267,80	169,12	FLD	205,10	FLD	255,98	FLD + PTC		
	1,4	9	438	267,80	169,47	FLD	206,67	FLD	251,29	FLD + PTC		
	1,5	9	270	267,80	171,78	FLD	206,83	FLD	249,45	FLD + PTC		

CAPÍTULO 4 – ESTUDO PARAMÉTRICO

Perfil	L (m)	D_0/d	p/D_0	a_n	b_{we} (mm)	M_{pl} (kN,m)	$M_{U-MEF(1-1)}$ (kN,m)	b Falha M (1-1)	$M_{U-MEF(1-0.5)}$ (kN,m)	b Falha M (1-0.5)	$M_{U-MEF(1-0)}$ (kN,m)	b Falha M (1-0)
W 360x39	4,0	0,8	1,2	11	180	400,89	281,43	FLD	337,94	FLD + PTC	374,91	FLD + PMA
			1,3	9	404	400,89	283,85	FLD	342,11	FLD + PTC	412,90	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	9	292	400,89	285,19	FLD	341,47	FLD + PTC	411,34	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	9	180	400,89	285,03	FLD	337,27	FLD + PTC	394,93	FLD + FMA + PTC
		0,9	1,2	9	330,5	381,17	273,98	FLD	331,03	FLD + PTC	361,21	FLD + PMA
			1,3	9	204,5	381,17	273,26	FLD	331,67	FLD + PTC	386,69	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	7	519,5	381,17	279,15	FLD	339,46	FLD + PTC	407,69	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	7	425	381,17	276,79	FLD	336,35	FLD + PTC	407,84	P + FLD + FMA + PTC
		1,0	1,2	9	145	361,37	264,14	FLD	313,89	FLD + PTC	323,60	FLD + PMA + PTC
			1,3	7	460	361,37	269,45	FLD	325,00	FLD + PTC	387,11	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	7	355	361,37	268,55	FLD	323,24	FLD + PTC	388,30	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	7	250	361,37	268,63	FLD	319,39	FLD + PTC	377,11	P + FLD + FMA + PTC
	1,1	1,2	7	421,5	341,51	256,49	FLD + PTC	306,28	FLD + PTC	321,95	FLD + PMA + PTC	
		1,3	7	306	341,51	258,48	FLD + PTC	307,91	FLD + PTC	365,54	P + FLD + PMA + PTC	
		1,4	7	190,5	341,51	256,60	FLD + PTC	301,23	FLD + PTC	349,16	P + FLD + FMA + PTC	
		1,5	5	652,5	341,51	265,50	FLD + PTC	321,60	FLD + PTC	396,17	P + FLD + FMA + PTC	
	1,2	1,2	7	278	321,57	244,69	FLD + PTC	292,31	FLD + PTC	312,35	FLD + PMA + PTC	
		1,3	7	152	321,57	245,26	FLD + PTC	287,00	FLD + PTC	330,79	P + FLD + PMA + PTC	
		1,4	5	614	321,57	253,70	FLD + PTC	307,13	FLD + PTC	369,68	P + FLD + FMA + PTC	
		1,5	5	530	321,57	253,04	FLD + PTC	304,55	FLD + PTC	362,38	P + FLD + FMA + PTC	
	6,0	0,8	1,2	17	172	400,89	240,52	FLD	289,69	FLD	349,06	FLD + PTC
			1,3	15	312	400,89	244,88	FLD	295,76	FLD	363,95	FLD + PTC
			1,4	15	116	400,89	249,05	FLD	300,59	FLD	355,86	FLD + PTC
			1,5	13	340	400,89	253,13	FLD	304,80	FLD	347,94	FLD + PTC
		0,9	1,2	15	196,5	381,17	232,33	FLD	280,67	FLD	339,14	FLD + PTC
			1,3	13	385,5	381,17	235,09	FLD	285,28	FLD	354,78	FLD + PTC
			1,4	13	196,5	381,17	243,71	FLD	276,11	FLD	349,55	FLD + PTC
			1,5	11	480	381,17	250,02	FLD	297,40	FLD	363,12	FLD + PTC
		1,0	1,2	13	305	361,37	222,84	FLD	271,48	FLD	329,10	FLD + PTC
			1,3	11	550	381,17	234,50	FLD	280,89	FLD	345,69	FLD + PTC
			1,4	11	375	381,17	236,74	FLD	281,35	FLD	343,96	FLD + PTC
			1,5	11	200	381,17	235,91	FLD	284,18	FLD	334,41	FLD + PTC
	1,1	1,2	11	497,5	341,51	217,70	FLD	263,62	FLD	324,79	FLD + PTC	
		1,3	11	305	341,51	221,27	FLD	266,80	FLD	320,56	FLD + PTC	
		1,4	9	651,5	341,51	226,54	FLD	273,64	FLD	336,93	FLD + PTC	
		1,5	9	497,5	341,51	229,76	FLD	277,33	FLD	335,76	FLD + PTC	
1,2	1,2	11	270	321,57	212,35	FLD	249,78	FLD + PTC	300,30	FLD + PTC		
	1,3	9	606	321,57	211,12	FLD	260,88	FLD + PTC	321,00	FLD + PTC		
	1,4	9	438	321,57	214,60	FLD	258,92	FLD + PTC	311,62	FLD + PTC		
	1,5	9	270	321,57	219,00	FLD	261,73	FLD + PTC	307,83	FLD + PTC		

CAPÍTULO 4 – ESTUDO PARAMÉTRICO

Perfil	L (m)	D _o /d	p/D ₀	^a n	b _{we} (mm)	M _{pl} (kN,m)	M _{U-MEF(1-1)} (kN,m)	^b Falha M (1-1)	M _{U-MEF(1-0.5)} (kN,m)	^b Falha M (1-0.5)	M _{U-MEF(1-0)} (kN,m)	^b Falha M (1-0)
W 360x51	4,0	0,8	1,2	11	180	520,36	426,88	FLD + PTC	506,53	FLD + PTC	445,63	PMA
			1,3	9	404	520,36	440,92	FLD + PTC	507,34	PTC	584,50	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	9	292	520,36	430,74	FLD + PTC	493,22	FLD + PTC	575,38	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	9	180	520,36	430,82	FLD + PTC	487,39	PTC	560,30	P + FLD + FMA + PTC
		0,9	1,2	9	330,5	498,67	416,37	FLD + PTC	494,55	FLD + PTC	422,19	PMA
			1,3	9	204,5	498,67	417,29	FLD + PTC	484,14	FLD + PTC	530,69	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	7	519,5	498,67	425,53	FLD + PTC	509,75	P + FLD + PTC	594,06	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	7	425	498,67	422,80	FLD + PTC	497,60	FLD + PTC	599,10	P + FLD + FMA + PTC
		1,0	1,2	9	145	476,91	397,39	FLD + PTC	469,66	FLD + PTC	390,82	PMA
			1,3	7	460	476,91	415,05	FLD + PTC	483,97	P + FLD + PTC	518,97	P + FLD + PMA + PTC
			1,4	7	355	476,91	407,91	FLD + PTC	470,98	FLD + PTC	560,71	P + FLD + FMA + PTC
			1,5	7	250	476,91	406,07	FLD + PTC	463,85	FLD + PTC	550,53	P + FLD + FMA + PTC
	1,1	1,2	7	421,5	455,09	387,58	FLD + PTC	457,98	P + FLD + PTC	385,97	PMA	
		1,3	7	306	476,91	387,74	FLD + PTC	453,11	FLD + PTC	494,74	P + FLD + PMA + PTC	
		1,4	7	190,5	476,91	387,23	FLD + PTC	442,67	FLD + PTC	506,52	P + FLD + FMA + PTC	
		1,5	5	652,5	476,91	394,70	FLD + PTC	493,72	P + FLD + PTC	573,01	P + FLD + FMA + PTC	
	1,2	1,2	7	278	433,20	369,80	FLD + PTC	431,27	FLD + PTC	373,30	PMA + PTC	
		1,3	7	152	433,20	369,97	FLD + PTC	422,20	FLD + PTC	461,78	P + FLD + FMA + PTC	
		1,4	5	614	433,20	382,25	FLD + PTC	468,31	P + FLD + PTC	527,98	P + FLD + FMA + PTC	
		1,5	5	530	433,20	380,80	FLD + PTC	461,08	P + FLD + PTC	525,33	P + FLD + FMA + PTC	
	6,0	0,8	1,2	17	172	520,36	382,72	FLD	461,63	FLD + PTC	522,75	P + FLD + PTC
			1,3	15	312	520,36	393,25	FLD	456,97	FLD + PTC	543,76	P + FLD + PTC
			1,4	15	116	520,36	385,92	FLD	458,88	FLD + PTC	535,23	P + FLD + PTC
			1,5	13	340	520,36	391,48	FLD	487,22	FLD + PTC	536,18	P + FLD + PTC
		0,9	1,2	15	196,5	498,67	369,49	FLD	432,51	FLD + PTC	508,87	P + FLD + PTC
			1,3	13	385,5	498,67	375,36	FLD	441,90	FLD + PTC	521,44	P + FLD + PTC
			1,4	13	196,5	498,67	372,26	FLD	443,71	FLD + PTC	515,99	P + FLD + PTC
			1,5	11	480	498,67	383,63	FLD	450,96	FLD + PTC	530,68	P + FLD + PTC
		1,0	1,2	13	305	476,91	357,90	FLD	428,36	FLD + PTC	495,11	P + FLD + PMA + PTC
			1,3	11	550	476,91	363,88	FLD	438,54	FLD + PTC	522,44	P + FLD + FMA + PTC
			1,4	11	375	476,91	362,95	FLD	433,26	FLD + PTC	504,18	P + FLD + PTC
			1,5	11	200	476,91	366,68	FLD	430,33	FLD + PTC	495,38	P + FLD + PTC
	1,1	1,2	11	497,5	455,09	347,60	FLD	412,14	FLD + PTC	487,05	P + FLD + PMA + PTC	
		1,3	11	305	476,91	351,69	FLD	409,67	FLD + PTC	481,71	P + FLD + FMA + PTC	
		1,4	9	651,5	476,91	353,09	FLD	426,12	FLD + PTC	509,80	P + FLD + PTC	
		1,5	9	497,5	476,91	356,55	FLD	425,42	FLD + PTC	497,63	P + FLD + PTC	
	1,2	1,2	11	270	433,20	329,25	FLD + PTC	387,57	FLD + PTC	459,30	P + FLD + PMA + PTC	
		1,3	9	606	433,20	340,95	FLD + PTC	407,04	FLD + PTC	482,32	P + FLD + FMA + PTC	
		1,4	9	438	433,20	338,26	FLD + PTC	397,18	FLD + PTC	467,17	P + FLD + PTC	
		1,5	9	270	433,20	348,98	FLD + PTC	402,14	FLD + PTC	459,87	P + FLD + PTC	

^an = número de aberturas, ^bFLD = flambagem lateral com distorção, FMA = flambagem do montante da alma, PMA = plastificação do montante da alma, PTC = plastificação do tê comprimido, P = Plastificação da seção mista ($M_u > M_{pl}$)

CAPÍTULO 5

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados os resultados e discussões do estudo paramétrico realizado. As observações sobre a influência dos parâmetros na capacidade de carga, modos de falha e comportamento da laje dos modelos paramétricos são apresentados. Finalmente, a comparação dos resultados numéricos com os resultados de procedimentos normativos e proposições de cálculo para verificar a resistência à Flambagem Lateral com Distorção (FLD) também são apresentados.

5.1 INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS

Através das análises de pós-flambagem, observou-se que todos os parâmetros abordados possuem influência significativa na capacidade de carga e nos modos de falha das vigas celulares mistas analisadas. Todos os modelos tiveram sua capacidade resistente governada pela FLD ou por sua interação com modos de falha locais, exceto os modelos com $L = 4$ m, $p/D_0 = 1,2$ e $1,3$, e gradiente de momento 1-0, nos quais atingiram a falha com predominância da Plastificação do Montante da Alma (PMA) e Plastificação do Tê Comprimido (PTC). Ambos os modos de falha são caracterizados por apresentarem níveis de tensões acima da tensão de escoamento do aço estrutural, sendo que na PMA a distribuição crítica de tensões ocorre na região do montante da alma, enquanto a PTC apresenta tensões críticas no tê comprimido da seção duplo tê. Contudo, os modelos com as mesmas características, porém, com o maior vão destravado ($L = 6$ m), o modo de falha passa para FLD. Desse modo, devido à influência da distribuição de momento negativo no modo de falha dos modelos alterar de acordo com a variação da esbeltez global (L/r_y), as observações sobre a influência do vão destravado e a configuração do momento negativo serão apresentados na seção 5.1.1. A influência das dimensões da seção-I e dos parâmetros chave de vigas celulares (D_0/d e p/D_0), são apresentados na seção 5.1.2 e seção 5.1.3, respectivamente. Finalmente, uma análise comparativa entre os parâmetros abordados é apresentada na seção 5.1.4.

5.1.1 Vão destravado e distribuição do momento fletor negativo

Como afirmado anteriormente, os modelos com $L = 4$ m, $p/D_0 = 1,2$ e $1,3$, e gradiente de momento 1-0 não tiveram o modo de falha governado pela FLD. Estes modelos apresentaram perda de rigidez local no montante da alma devido à formação de mecanismo plástico. Desse modo, tais modelos atingiram a capacidade resistente antes de apresentar predominantemente a FLD. Nos modelos que se observou predominância da FLD foi aferido um deslocamento lateral na mesa inferior acima de 12 mm. Enquanto nos modelos que apresentaram predominância da PMA o deslocamento lateral da mesa inferior foi abaixo de 12 mm. Isto pode ser observado nas Figura 5.1 e Figura 5.2 que mostram o deslocamento lateral e qual modo de falha foi predominante nos respectivos modelos. Todos os modelos apresentados nas figuras em questão possuem as mesmas características, exceto pelo vão destravado. Estes modelos não apresentaram o mesmo modo de falha predominante quando submetidos às distribuições de momento negativo linear (configuração 1-0.5 e 1.0). Para os modelos com menor vão destravado (4 m) houve a predominância de modos de falha locais (PTC e PMA). Como pode ser observado nas Figura 5.1b-c, o deslocamento lateral da mesa inferior não atingiu valores maiores que 12 mm. Os modelos com maior vão destravado (6 m), o modo de falha predominante passa para FLD. Como pode ser observado nas Figura 5.2b-c, o deslocamento lateral da mesa inferior atingiu valores maiores que 12 mm. As discussões sobre a causa dos diferentes modos de falha será apresentada de forma mais detalhada posteriormente.

A influência da distribuição de momento negativo no modo de falha do modelo apresentado na Figura 5.1a e b é apresentado na Figura 5.3 e Figura 5.4, que mostra a evolução das tensões nos modelos em questão. A Figura 5.3 e Figura 5.4 apresenta as tensões para os passos de carga respectivos à 25%, 50%, 75% e 100% em relação à carga última do modelo. O modelo apresentado na Figura 5.3 atingiu falha pelo acoplamento da FLD com a PTC, onde observa-se uma propagação mais crítica das tensões ao longo do tê comprimido. No modelo que atingiu a falha pela PMA (Figura 5.4) observa-se uma propagação mais crítica das tensões na regiões dos montantes de alma, no qual atingiram o escoamento antes do modelo apresentar a FLD ou a PTC.

Figura 5.1: Deslocamento lateral (em mm) do modelo com perfil W 360x51, $L = 4\text{m}$, $D_0/d = 0,8$ e $p/D_0 = 1,2$

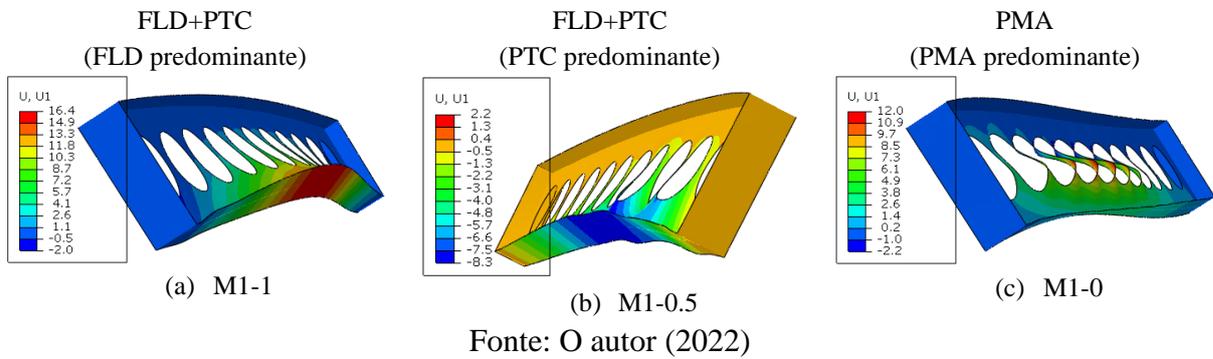


Figura 5.2: Deslocamento lateral (em mm) do modelo com perfil W 360x51, $L = 6\text{m}$, $D_0/d = 0,8$ e $p/D_0 = 1,2$

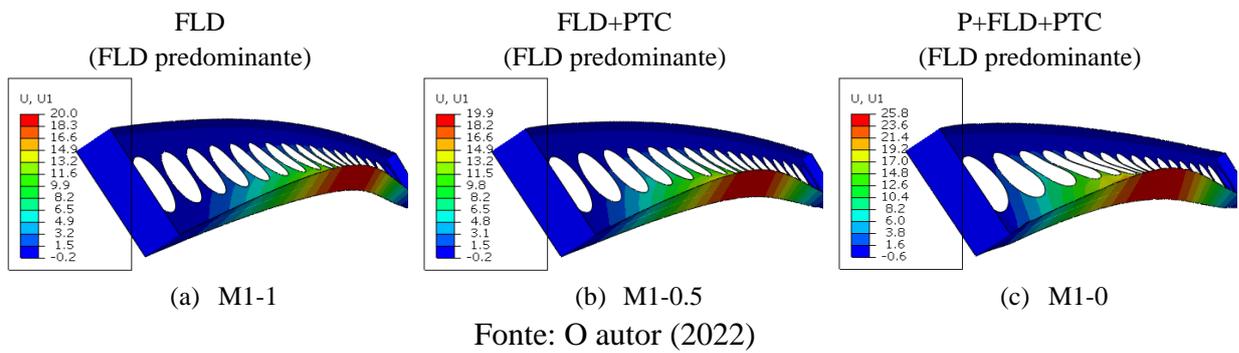
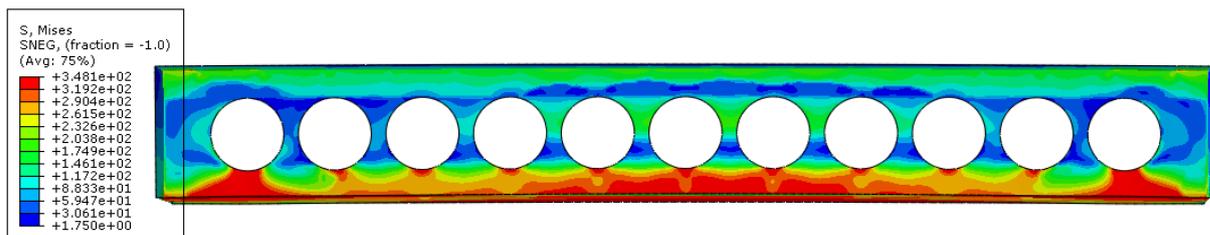
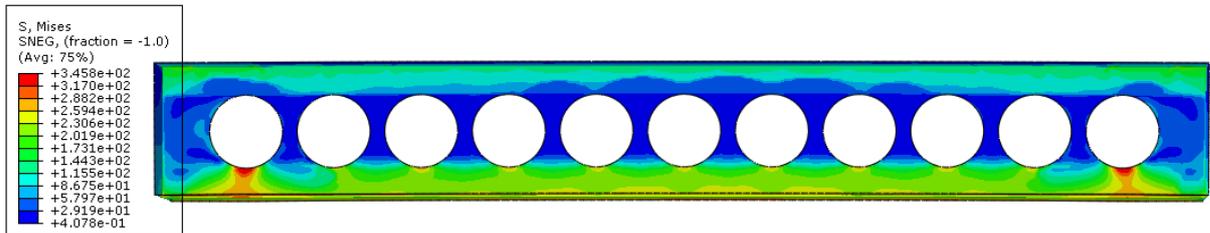
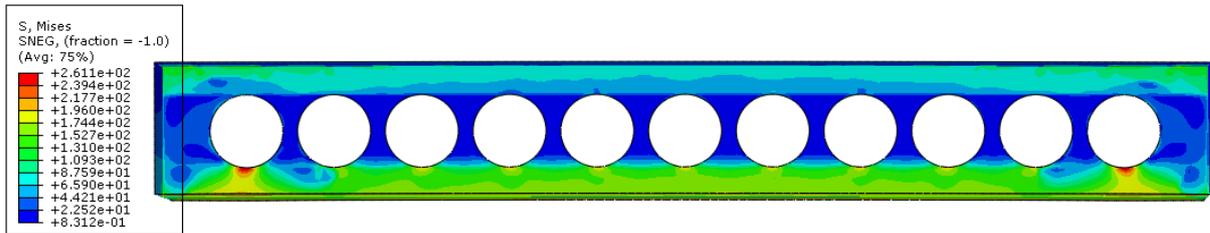
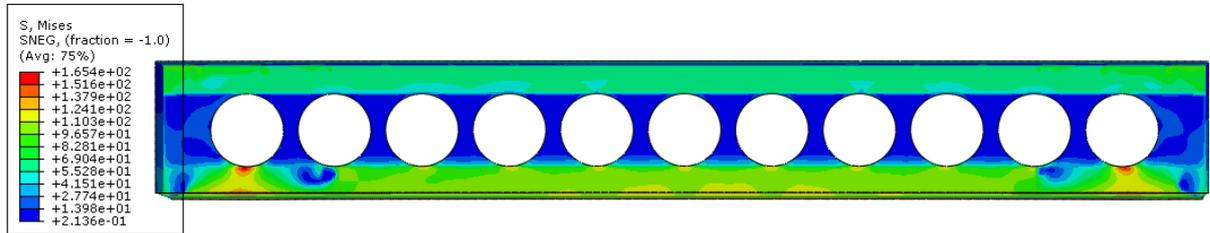
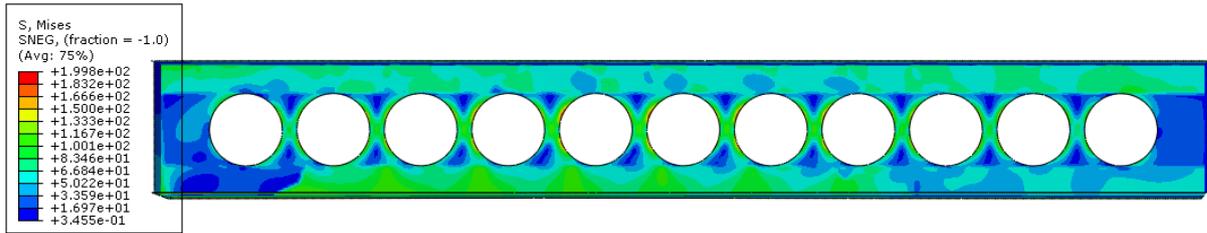


Figura 5.3: Interação entre flambagem lateral com distorção e plastificação do tê comprimido (Tensões de von Mises em MPa)

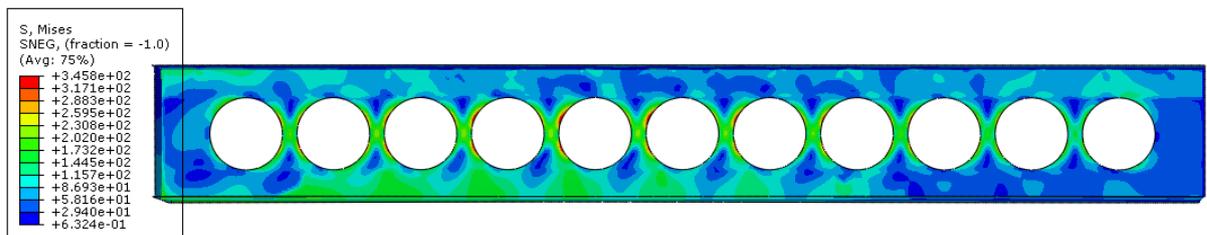


Fonte: O autor (2022)

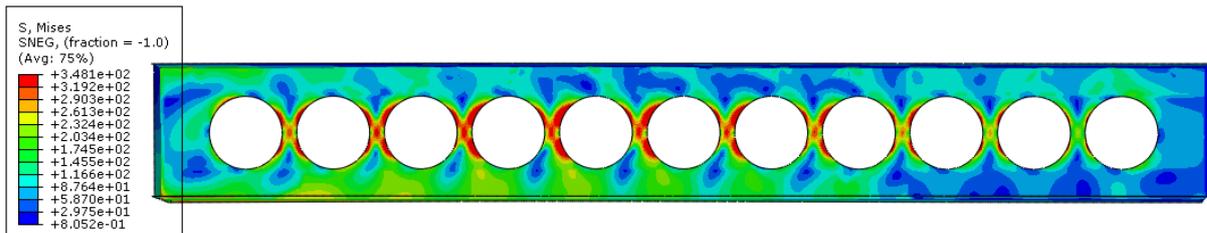
Figura 5.4: Plastificação do montante da alma (Tensões de von Mises em MPa)



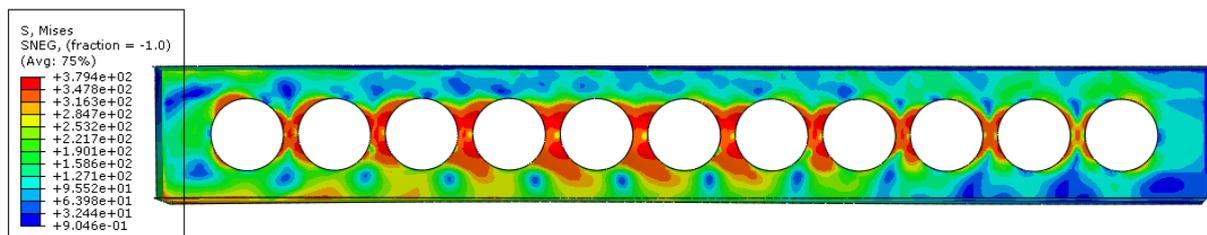
(a) 25% da carga última



(b) 50% da carga última



(c) 75% da carga última



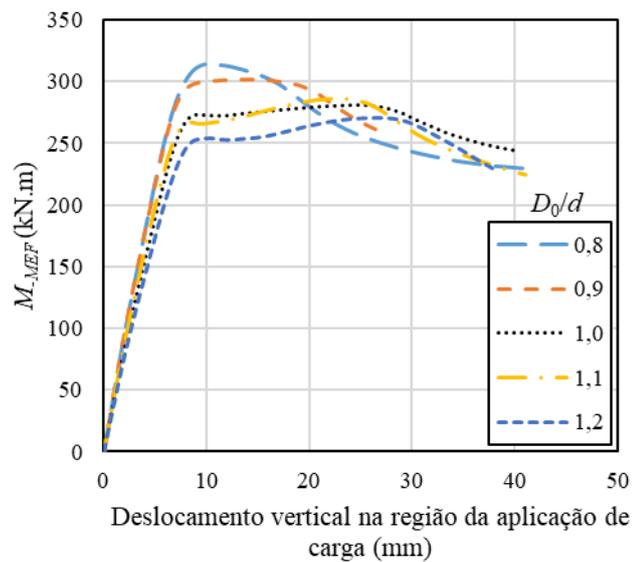
(d) Carga última

Fonte: O autor (2022)

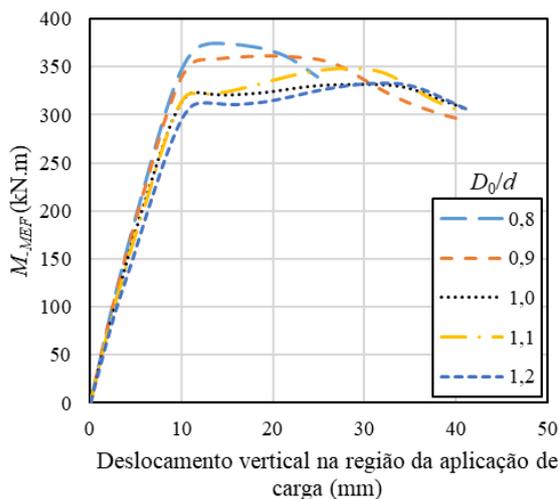
Os modelos com perfil W 360x51, $L = 4$ m, $D_0/d = 0,8$ e $0,9$, $p/D_0 = 1,2$, submetidos ao gradiente de momento 1-0, apresentaram grandes deslocamentos antes de descarregar (Figura 5.5). Nestes modelos, o descarregamento ocorreu com um deslocamento vertical na região de aplicação de carga acima de $L/100$. Isto pode ser observado na Figura 5.5 que mostra o comportamento dos modelos com $L = 4$ m, $p/D_0 = 1,2$ e gradiente de momento 1-0. Todos os modelos apresentados na Figura 5.5 apresentaram a PMA, como mostra a Tabela

5.1. A capacidade resistente dos modelos em questão foi determinada pela carga onde se inicia a perda de rigidez na trajetória de equilíbrio do modelo. Neste ponto da trajetória o perfil celular apresenta grandes descolamentos laterais no montante da alma e pequenos deslocamentos laterais na mesa inferior.

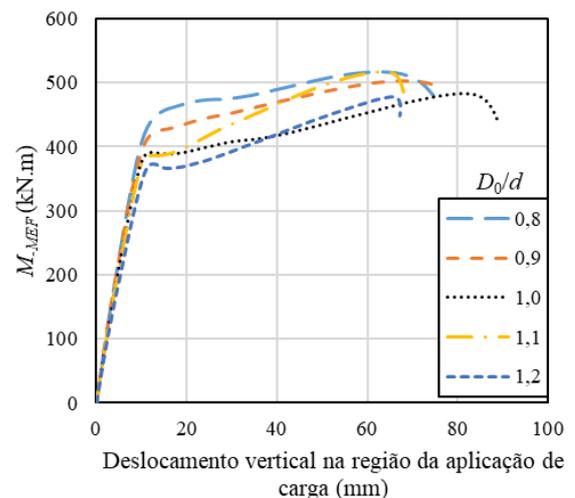
Figura 5.5: Comportamento dos modelos com $L = 4\text{m}$, $p/D_0 = 1,2$ e submetidos à configuração de momento negativo 1-0



(a) Modelos com perfil W360x32,9



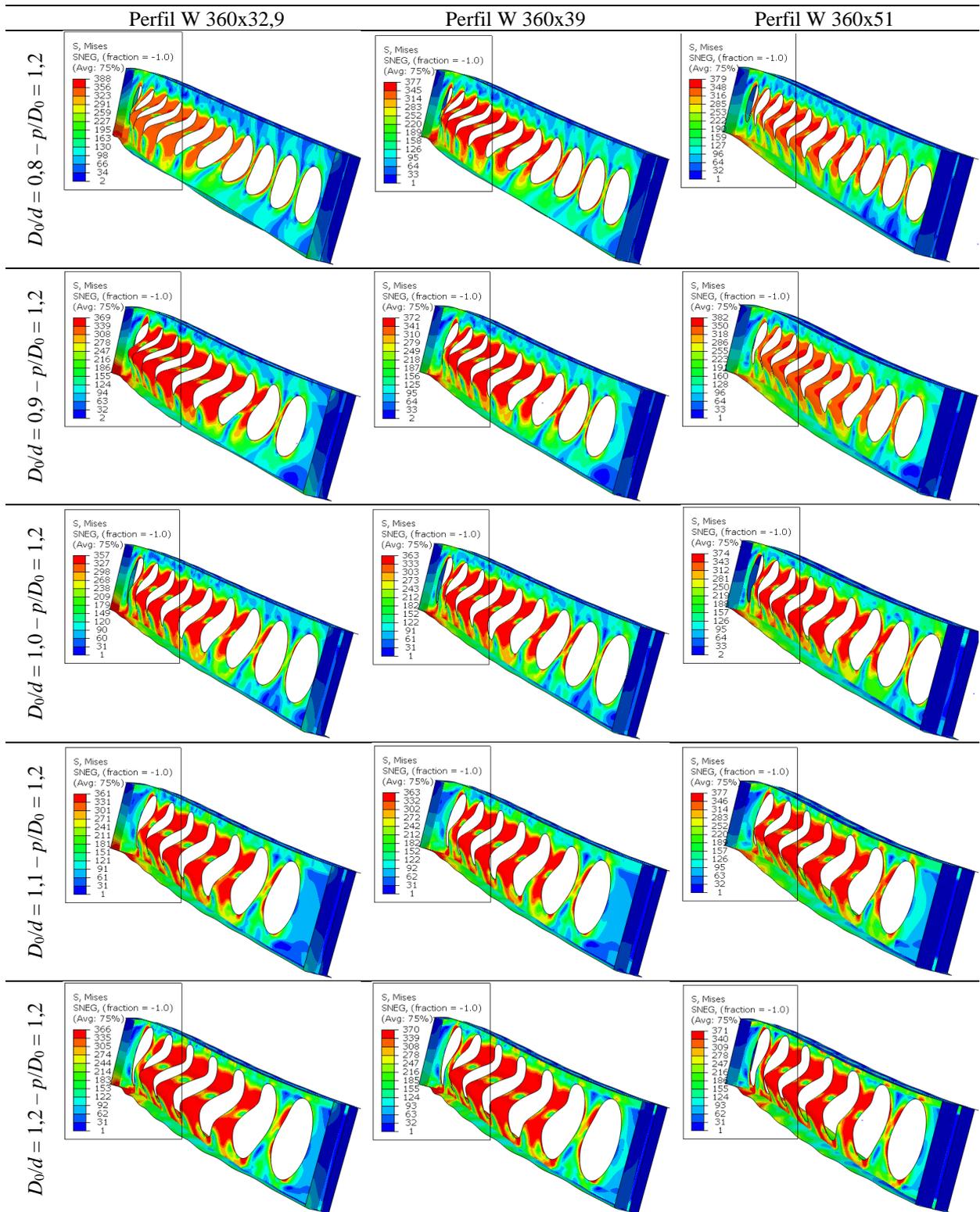
(b) Modelos com perfil W360x39



(c) Modelos com perfil W360x51

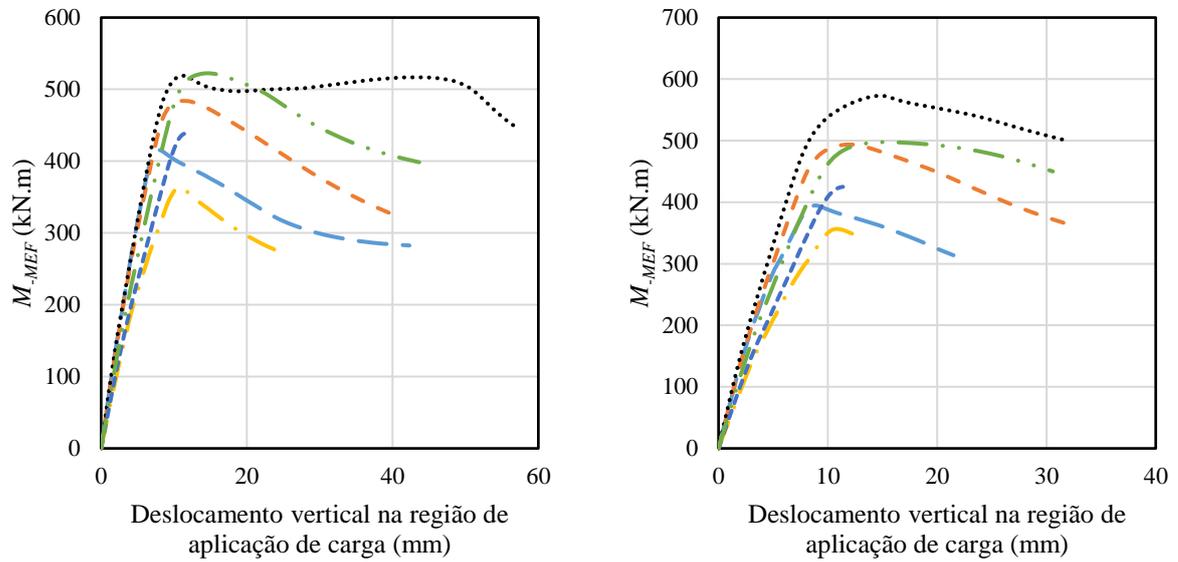
Fonte: O autor (2022)

Tabela 5.1: PMA nos modelos com $L = 4m$, $p/D_0 = 1,2$ e submetidos à configuração de momento 1-0



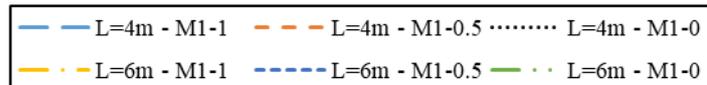
Fonte: O autor (2022)

Figura 5.6: Influência do vão destravado e da distribuição de momento fletor negativo no comportamento dos modelos paramétricos



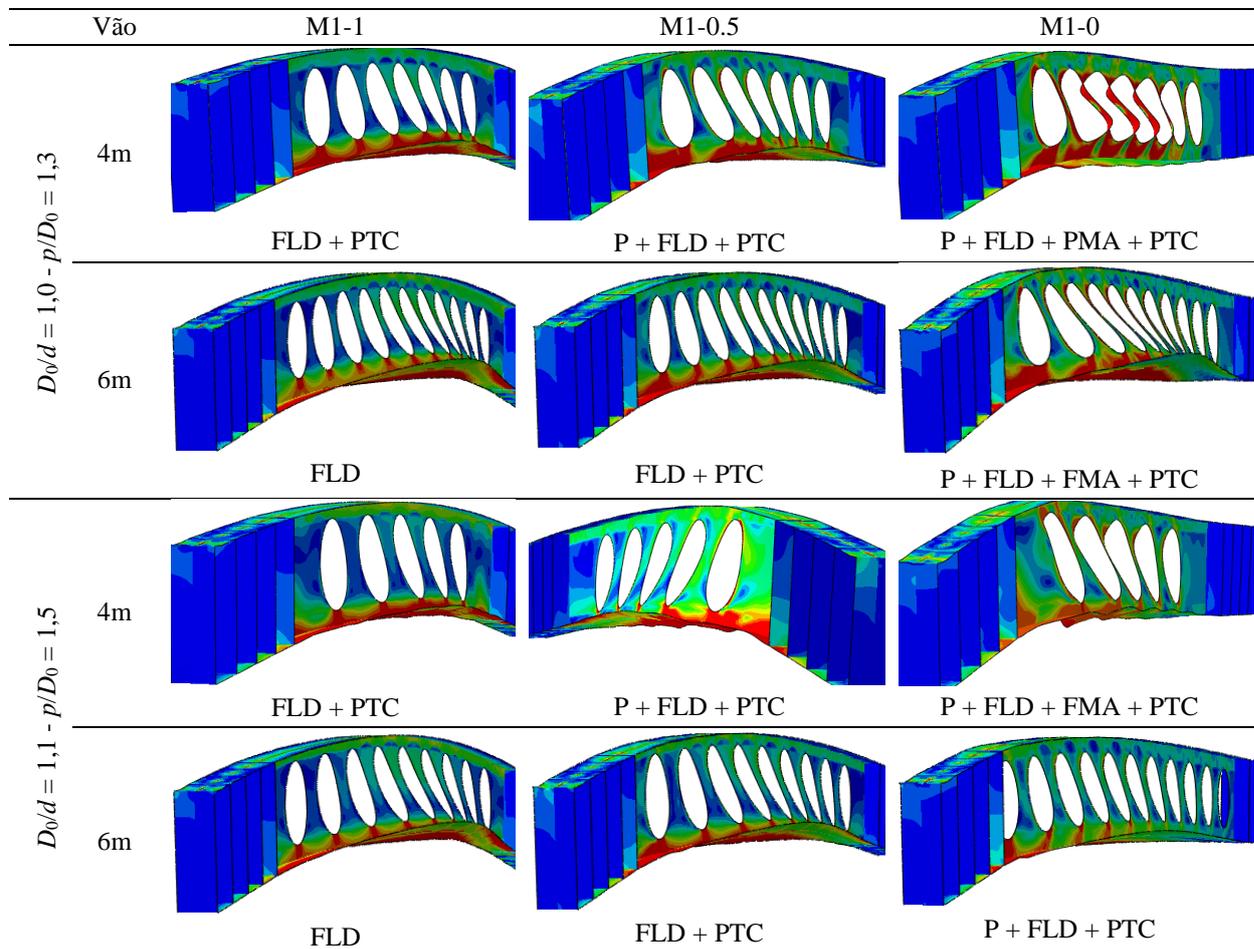
(a) W 360x51; $D_0/d = 1,5$; $p/D_0 = 1,3$

(b) W 360x51; $D_0/d = 1,1$; $p/D_0 = 1,5$



Fonte: O autor (2022)

Tabela 5.2: Tensões de von Mises e configuração deformada obtida pelos modelos com perfil W360x51

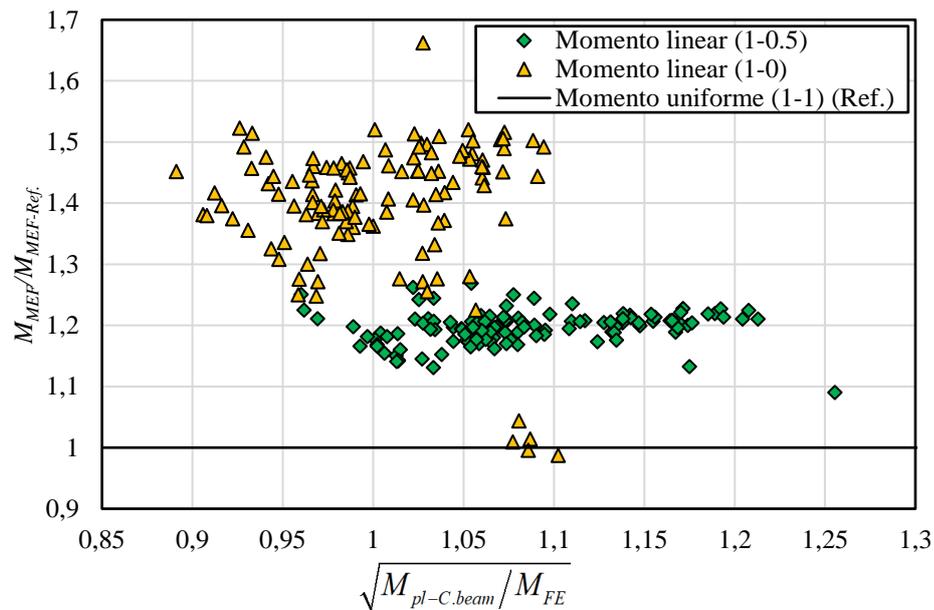


Fonte: O autor (2022)

Nas Figura 5.6a e b também é possível observar que a configuração de distribuição de momento negativo uniforme é o caso mais crítico e que a configuração com gradiente de momento negativo 1-0 é caso menos crítico. Isto também foi observado nos testes experimentais de Tong *et al.* (2014) e no estudo paramétrico de Rossi *et al.* (2020a), contudo, estes estudo abordaram apenas vigas mistas de alma cheia. No presente estudo, que aborda vigas celulares mistas, foi possível observar que os modelos submetidos ao gradiente de momento 1-0 que atingiram a falha pela PMA se mostraram mais críticos do que o caso de gradiente de momento 1-0.5 ou até mesmo mais crítico do que os mesmos modelos submetidos a uma configuração de momento negativo uniforme. As relações entre as configurações de momento fletor negativo com a capacidade de carga dos modelos analisados são mostrados na Figura 5.7. Desse modo, conclui-se que, exceto os casos que apresentaram perda de rigidez local devido a PMA, os casos de configuração de distribuição de momento

negativo uniforme é o caso mais crítico, enquanto a configuração com gradiente de momento negativo 1-0 é caso menos crítico.

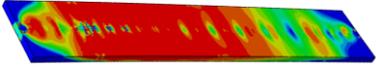
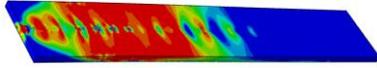
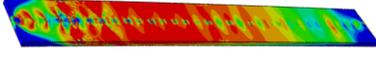
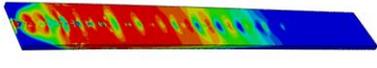
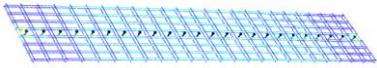
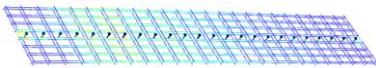
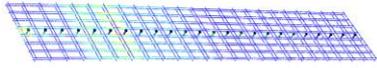
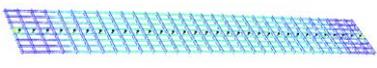
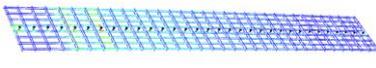
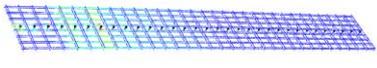
Figura 5.7: Influência da distribuição de momento negativo no M_u dos modelos paramétricos



Fonte: O autor (2022)

A distribuição de momento fletor negativo também apresentou influência significativa no dano à tração da laje de concreto e tensões nas armaduras longitudinais. A Tabela 5.3 apresenta propagação do dano e as tensões nas armaduras para cada vão e configuração de momento negativo. Observa-se na Tabela 5.3 que para a configuração de momento negativo uniforme o dano à tração e a tensões se propagaram ao longo de todo o vão destravado. Para configuração de gradiente de momento 1-0 o dano à tração e as tensões se concentraram na região do apoio de máximo momento fletor negativo. Para configuração de gradiente de momento 1-0.5 o dano à tração e as tensões apresentaram um comportamento intermediário em relação às configurações de momento 1-1 e 1-0, onde não houve propagação crítica do dano à tração ao longo de todo o vão destravado. Neste caso, o dano à tração e as tensões apresentaram uma maior concentração na direção do apoio de máximo momento fletor negativo.

Tabela 5.3: Dano à tração (*DAMAGET*) do concreto e as tensões de von Mises (*S. Mises*) nas armaduras da laje

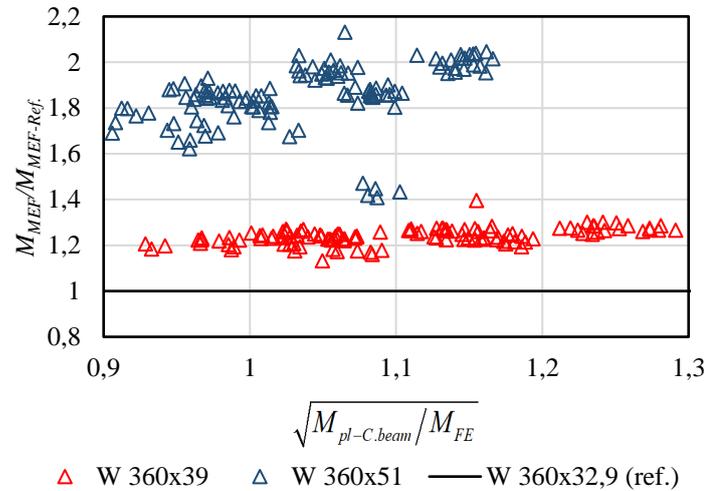
	Vão	M1-1	M1-0.5	M1-0
<i>DAMAGET</i>	4m			
	6m			
<i>S. Mises</i>	4m			
	6m			

Fonte: O autor (2022)

5.1.2 Dimensões da seção-I (b_f , t_f e t_w)

As dimensões da seção-I foi o parâmetro que apresentou maior influência sobre M_u à FLD das vigas celulares mistas analisadas, mesmo para diferentes configurações de momento negativo. Isto também foi observado por Rossi *et al.* (2020a) em seu estudo paramétrico que avaliou o comportamento à FLD de vigas mistas de alma cheia. A Figura 5.8 mostra a relação entre os M_u obtidos pelas vigas celulares mistas de características e parâmetros iguais com alteração apenas das dimensões da seção do perfil de aço (b_f , t_f e t_w), exceto a altura do perfil. Na Figura 5.8 observa-se que os modelos com perfil W 360x51, que possuem as maiores dimensões de seção transversal (b_f , t_f e t_w), apresentaram um considerável aumento na capacidade de carga em relação ao modelos com menores b_f , t_f e t_w . Os modelos com perfil W 360x51 que tiveram a capacidade resistente governada pela PMA, tiveram um menor aumento na capacidade de carga em relação ao modelos com menores b_f , t_f e t_w , como mostra a Figura 5.8.

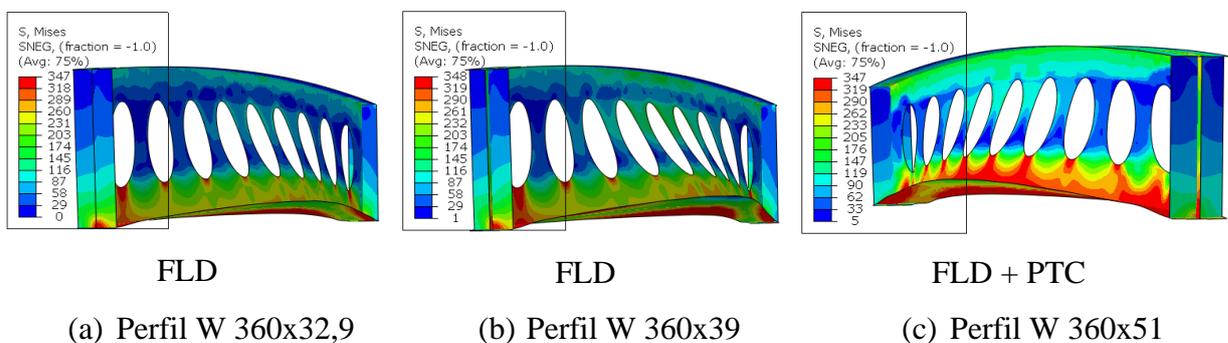
Figura 5.8: Influência da seção-I no M_u dos modelos paramétricos



Fonte: O autor (2022)

Além da capacidade de carga, a seção-I também apresentou influência significativa no modo de falha e na propagação do dano à tração na laje de concreto, como mostram as Figura 5.9 e Tabela 5.4, respectivamente. Observando a Figura 5.9 é possível notar que a seção-I mostrou maior influência no modo de falha dos modelos com $L = 4$ m e distribuição de momento negativo uniforme. Isso ocorre devido os modelos com perfil W 360x51 (maiores dimensões de b_f , t_f e t_w) apresentarem alta rigidez à FLD, o que levou esses modelos a sofrerem a FLD após atingirem a plastificação do tê comprimido. Já os modos de falha dos modelos submetidos à distribuição de momento negativo linear, os parâmetros de abertura e o vão destravado mostram maior influência.

Figura 5.9: Influência da seção-I no modo de falha dos modelos com $L = 4$ m, $D_0/d = 0,8$ e $p/D_0 = 1,5$

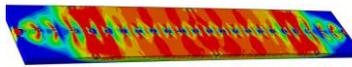
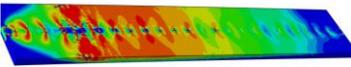
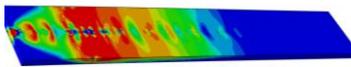
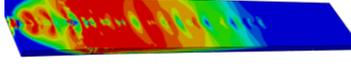


Fonte: O autor (2022)

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

Quanto a propagação do dano à tração na laje de concreto, da Tabela 5.4 é possível observar que os modelos com perfil W 360x51 se mostraram o caso mais crítico. Isso ocorre devido à alta rigidez global do perfil, que faz com que esses modelos alcancem maiores valores de M_u . Desse modo, por atingirem maiores valores de M_u , os modelos apresentam uma propagação mais crítica de dano à tração na laje de concreto.

Tabela 5.4: Influência da seção-I no dano à tração da laje de concreto

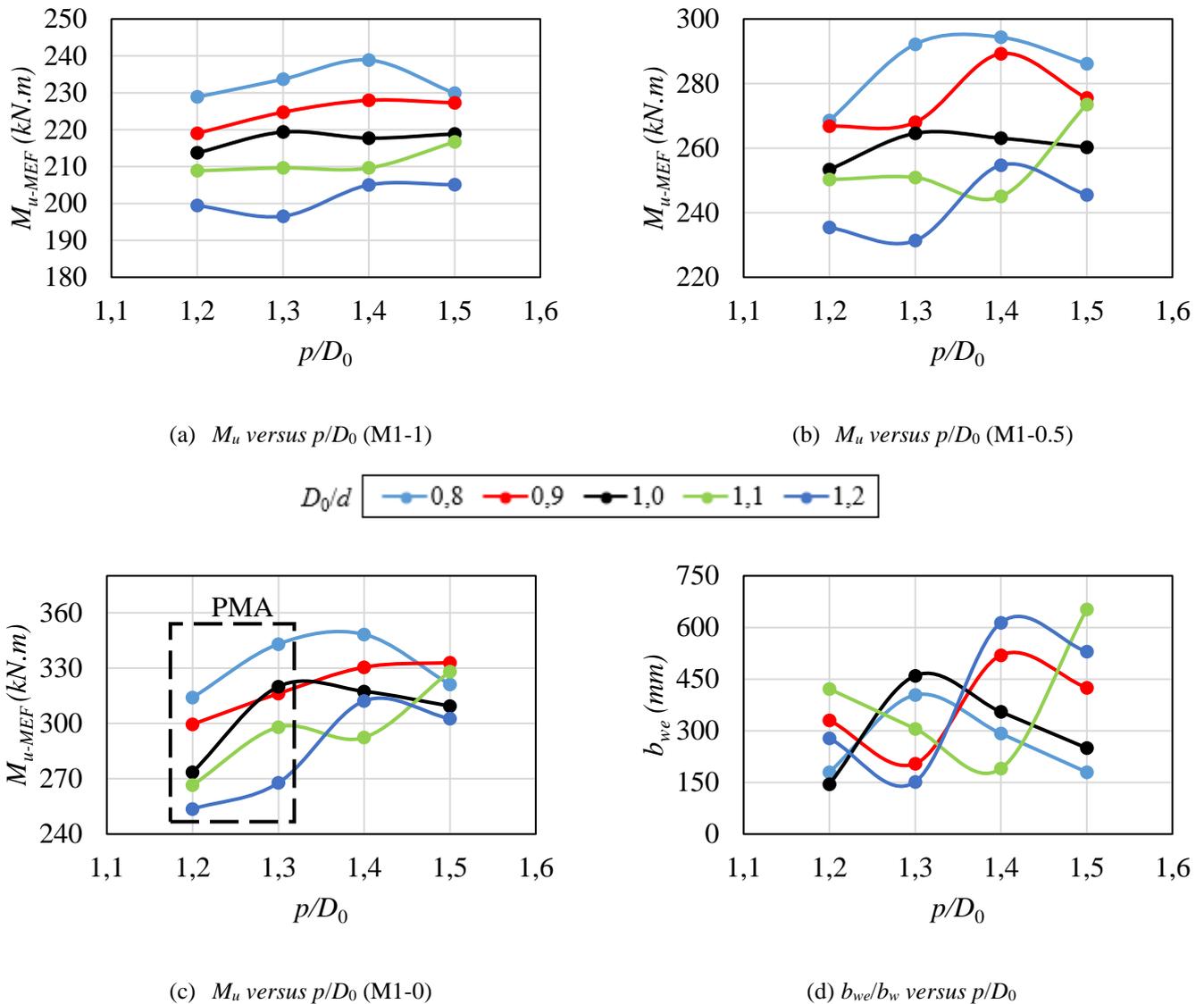
Perfil	M1-1	M1-0.5	M1-0
W 360x32,9			
W 360x51			

Fonte: O autor (2022)

5.1.3 Parâmetros chave de vigas celulares (D_0/d e p/D_0)

Os parâmetros das vigas celulares (D_0 , p e b_{we}) apresentaram influência significativa no M_u das vigas celulares mistas abordadas neste estudo paramétrico, principalmente nos modelos com $L = 4$ m. A Figura 5.10 mostra a variação dos gráficos com a variação de M_u para cada configuração de momento negativo e de b_{we}/b_w versus a variação do D_0/d combinado com a variação do p/D_0 . Vale ressaltar que nesse estudo buscou-se a avaliar isoladamente a influência de cada parâmetro abordado. Contudo, isso não foi possível para o D_0/d , p/D_0 e b_{we}/b_w . Quando se varia o D_0/d ou p/D_0 consequentemente o b_{we} também varia, isso também pode ser observado na Tabela 4.4. Como mostra a Figura 5.10, não há um padrão na variação do M_u quando varia-se os parâmetros chaves das vigas celulares (D_0/d e p/D_0). Desse modo, não houve a possibilidade de avaliar a variação da capacidade resistente e do modo de falha de modelos com mesmo valor de b_{we}/b_w variando-se apenas D_0/d ou p/D_0 . Portanto, a avaliação da variação de M_u versus b_{we}/b_w foi feita através da comparação entre os gráficos de M_u versus p/D_0 e b_{we}/b_w versus p/D_0 .

Figura 5.10: Influência dos parâmetros chave de vigas celulares no M_u dos modelos com perfil W 360x32,9 e $L = 4$ m



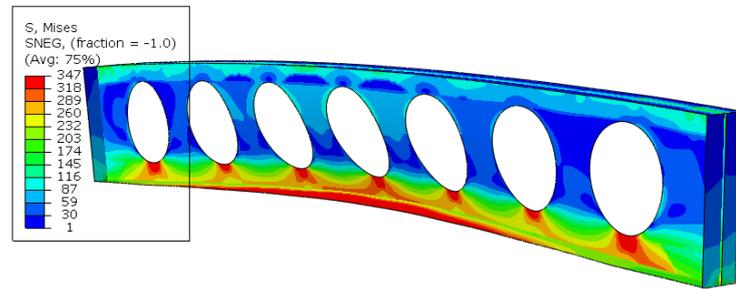
Fonte: O autor (2022)

A Tabela 5.5 apresenta os modos de falha dos modelos submetidos à distribuição de momento negativo uniforme, onde todos apresentaram predominância da FLD. Da Tabela 5.5 observa-se que o parâmetro chave D_0/d apresentou influência significativa no modo de falha dos modelos. Isso ocorre devido as dimensões da seção transversal da viga celular mista na região do centro das aberturas (seção duplo tê) possuir influência direta nas tensões que ocorre nas respectivas seções transversais. Desse modo, na Tabela 5.5 observa-se que as vigas que possuem maior diâmetro de abertura (D_0) conseqüentemente apresentam menor altura de ambos os têes que compõem a seção duplo tê. Isto resulta em uma maior concentração de

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

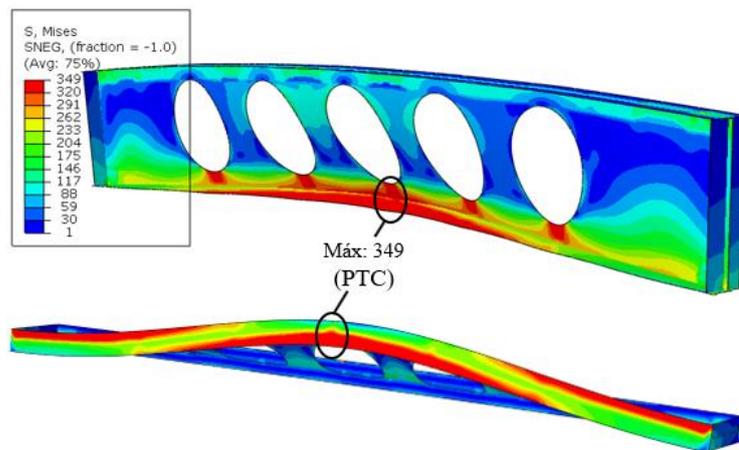
tensões de compressão no tê inferior da seção duplo tê, o que torna a viga celular mista mais suscetível à PTC. A Figura 5.11 mostra a diferença entre os modelos abordados na Tabela 5.5 que atingiram ou não a PTC. A PTC ocorreu nas seções duplo tê que apresentaram distribuição crítica de tensões ao longo de toda altura da alma, e uma metade da mesa, que compõe o tê comprimido. Não ocorreu distribuição crítica de tensões ao longo de toda largura da mesa comprimida devido a curvatura da FLD. Isto causa um alívio nas tensões de compressão na “região tracionada” da curvatura da mesa inferior. A Figura 5.11b-c apresenta os modelos com maiores D_0/d (1,1 e 1,2), no qual observa-se uma distribuição crítica de tensões na alma e mesa inferior da seção duplo tê (destacado na Figura 5.11b-c). O modelo da Figura 5.11b apresentou PTC apenas na abertura na região central do vão destravado, enquanto o modelo Figura 5.11c apresentou a PTC em um maior número de aberturas. O modelo da Figura 5.11a ($D_0/d = 1,0$) não mostrou uma distribuição crítica de tensões ao longo de toda altura da alma inferior na seção duplo tê. Isto também ocorreu para os modelos com menores D_0/d (0,8 e 0,9). Da Figura 5.10a é possível observar que quanto maior D_0/d ocorre uma queda na capacidade de carga da viga celular mista. O parâmetro chave p/D_0 não apresentou influência significativa no modo de falha dos modelos apresentados na Tabela 5.5. Como os modelos não são submetidos à um considerável esforço cortante, a esbeltez do montante da alma não apresenta uma influência significativa no comportamento desses modelos. Na Figura 5.10a é possível observar que não há um padrão na variação do M_u dos modelos variando-se p/D_0 . Isso pode ter ocorrido devido à variação do b_{we}/b_w . Comparando-se o gráfico da Figura 5.10a (M_u versus p/D_0) com o gráfico da Figura 5.10a (b_{we}/b_w versus p/D_0) é possível observar que variação do M_u e do b_{we}/b_w versus p/D_0 apresentam comportamentos semelhantes. Contudo, alguns modelos apresentaram maior M_u em relação a modelos com menores p/D_0 mesmo que com maiores b_{we}/b_w .

Figura 5.11: Diferença entre os modelos da Tabela 5 que apresentaram ou não a PTC



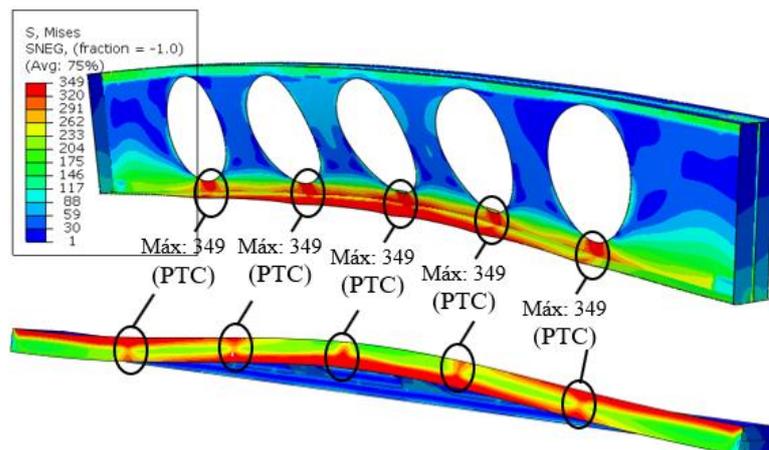
Apenas FLD

(a) $D_0/d = 1,0$ e $p/D_0 = 1,5$



FLD + PTC

(b) $D_0/d = 1,1$ e $p/D_0 = 1,5$



FLD + PTC

(c) $D_0/d = 1,2$ e $p/D_0 = 1,5$

Fonte: (2022)

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

A Tabela 5.6 apresenta os modos de falha dos modelos submetidos à distribuição de momento negativo linear (configuração 1-0.5), onde todos apresentaram o acomplamento da FLD com a PTC. Da Tabela 5.6 observa-se que o parâmetro chave D_0/d apresentou influência significativa no modo de falha dos modelos. Os modelos com os menores valores de D_0/d apresentaram a PTC apenas nas seções das primeiras aberturas em relação ao apoio com o momento negativo máximo. Enquanto os modelos com maiores valores de D_0/d apresentaram a PTC em número maior de aberturas. Do gráfico da Figura 5.10b é possível observar que não há um completo padrão. Porém, para a maioria dos casos, quanto maior D_0/d ocorre uma queda na capacidade de carga da viga celular mista. A falta de padrão pode ter ocorrido devido a variação do b_{we}/b_w . O parâmetro chave p/D_0 não apresentou influência significativa no modo de falha dos modelos apresentados na Tabela 5.6. Estes modelos apresentam esforço cortante significativo, porém, não o suficiente para atingir a falha por PMA ou FMA. Da Figura 5.10b é possível observar que não há um padrão na variação do M_u dos modelos variando-se p/D_0 . Isso pode ter ocorrido devido à variação do b_{we}/b_w . Comparando-se o gráfico da Figura 5.10b (M_u versus p/D_0) com o gráfico da Figura 5.10d (b_{we}/b_w versus p/D_0) é possível observar que variação do M_u e do b_{we}/b_w versus p/D_0 apresentam comportamentos semelhantes. Contudo, alguns modelos apresentaram maior M_u em relação a modelos com menores p/D_0 mesmo que com maiores b_{we}/b_w .

A Tabela 5.7 apresenta os modos de falha dos modelos submetidos à distribuição de momento negativo linear (configuração 1-0), onde os modelos apresentaram diferentes modos de falha. Da Tabela 5.7 observa-se que o parâmetro chave D_0/d apresentou influência significativa no modo de falha dos modelos. Os modelos com os maiores valores de D_0/d apresentaram a PTC com ondulações na mesa inferior de forma mais acentuada do que os modelos com menores valores de D_0/d . Do gráfico da Figura 5.10c é possível observar que não há um completo padrão, porém, para a maioria dos casos, quanto maior D_0/d ocorre uma queda na capacidade de carga da viga celular mista. A falta de padrão pode ter ocorrido devido a variação do b_{we}/b_w . O parâmetro chave p/D_0 apresentou influência significativa no modo de falha dos modelos apresentados na Tabela 5.7. Como os modelos são submetidos à um considerável esforço cortante, a esbeltez do montante da alma apresenta influência significativa no comportamento desses modelos. Isso porque os modelos são mais suscetíveis a modos de falha do montante da alma, como a PMA e a FMA. Desse modo, os modelos com menores valores de p/D_0 (1,2 e 1,3) apresentaram a PMA, enquanto os modelos com maiores valores de p/D_0 (1,4 e 1,5) apresentaram a FMA. Além disso, os modelos com $p/D_0 = 1,2$ não

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

apresentaram momento último acima do momento de plastificação da seção mista. A maioria dos modelos p/D_0 acima de 1,2 apresentaram momento último acima do momento de plastificação da seção mista. Na Figura 5.10c é possível observar que parâmetro chave p/D_0 apresentou influência significativa na capacidade de carga dos modelos que apresentaram a PMA no modo de falha, enquanto nos outros modelos houve um completo padrão. Isso pode ter ocorrido devido à variação do b_{we}/b_w . Comparando-se o gráfico da Figura 5.10c (M_u versus p/D_0) com o gráfico da Figura 5.10d (b_{we}/b_w versus p/D_0) é possível observar que variação do M_u e do b_{we}/b_w versus p/D_0 apresentam comportamentos semelhantes. Contudo, alguns modelos apresentaram maior M_u em relação a modelos com menores p/D_0 mesmo que com maiores b_{we}/b_w .

Tabela 5.5: Modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.10a

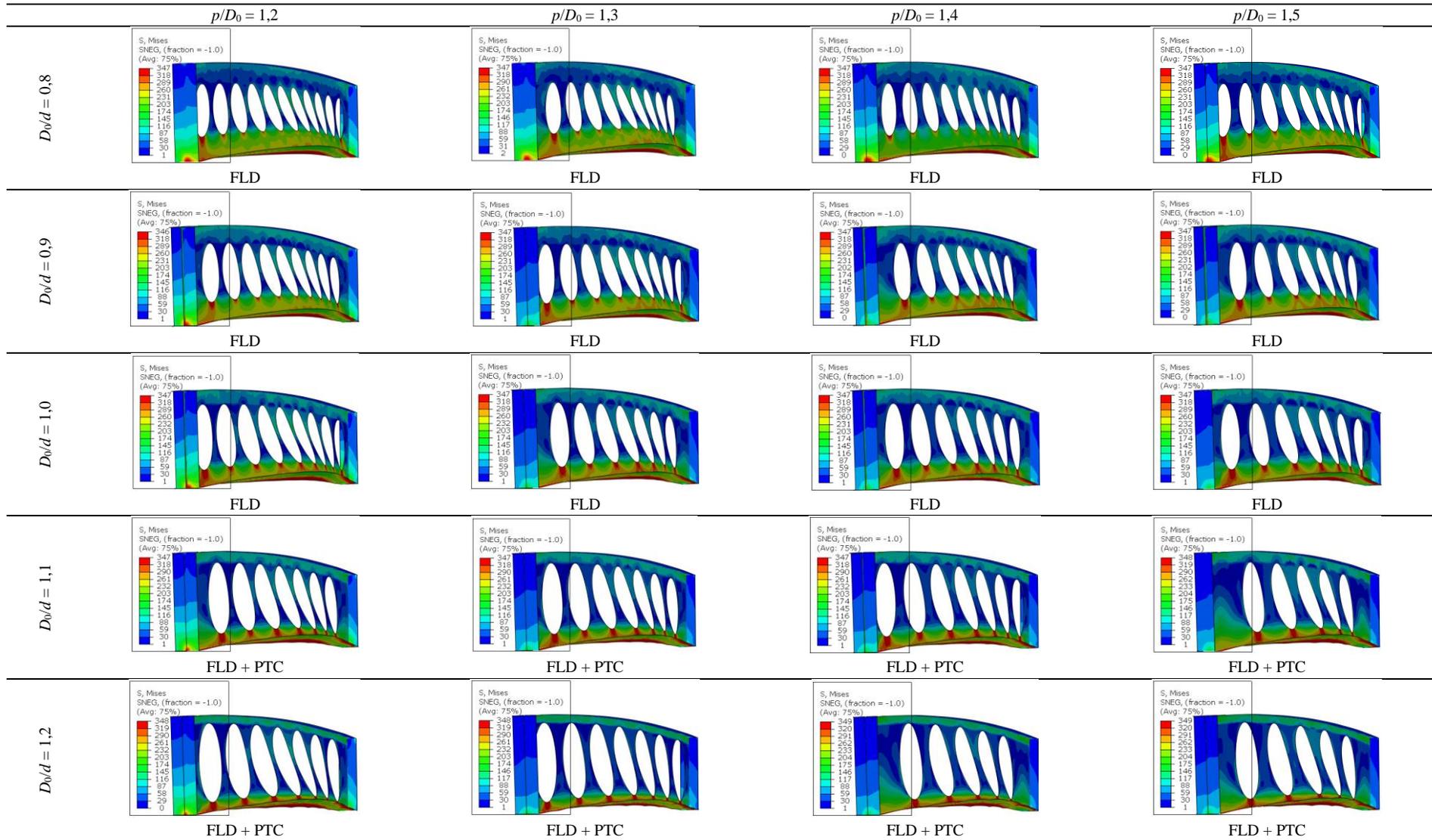


Tabela 5.6: Modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.10b

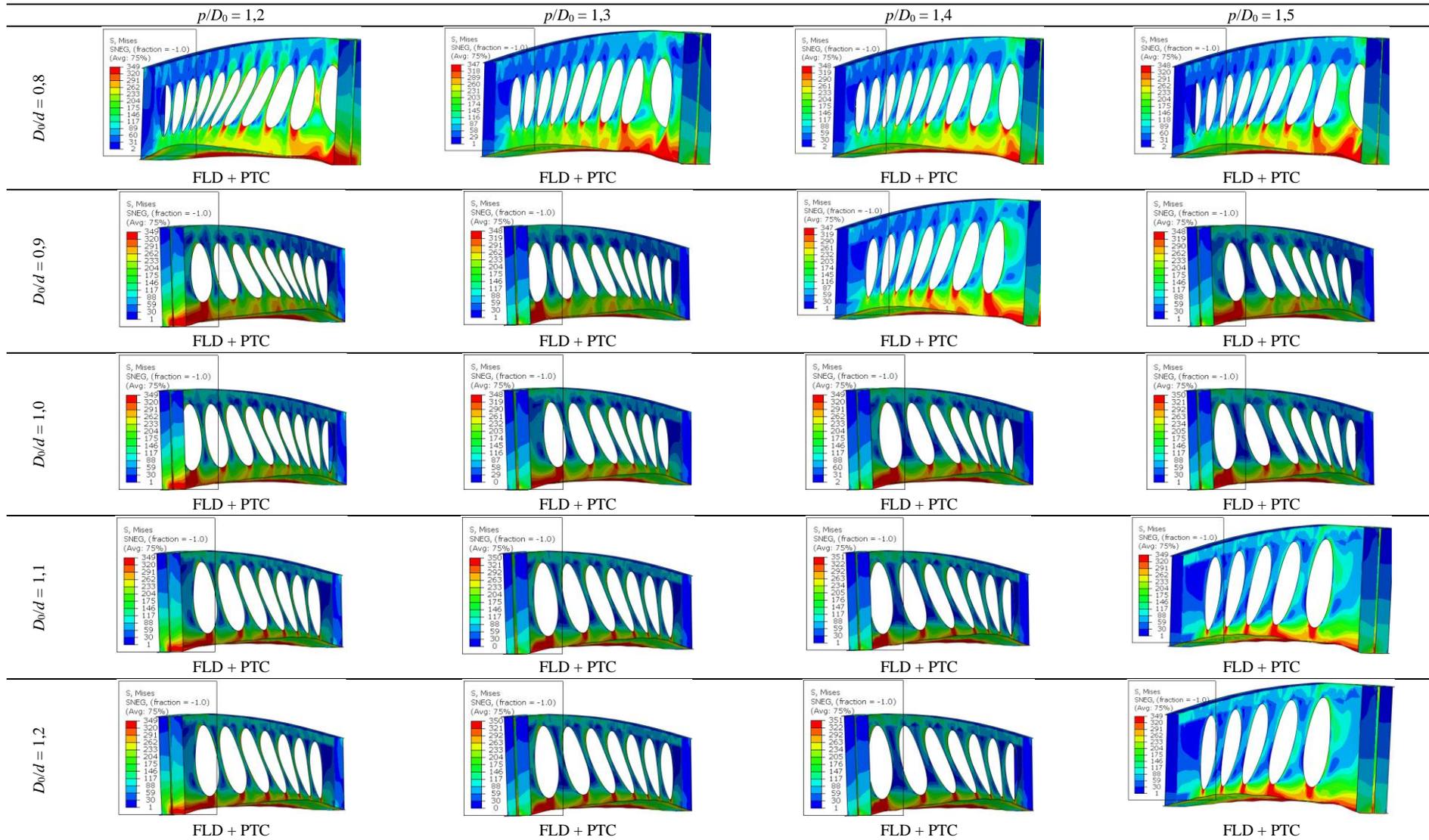
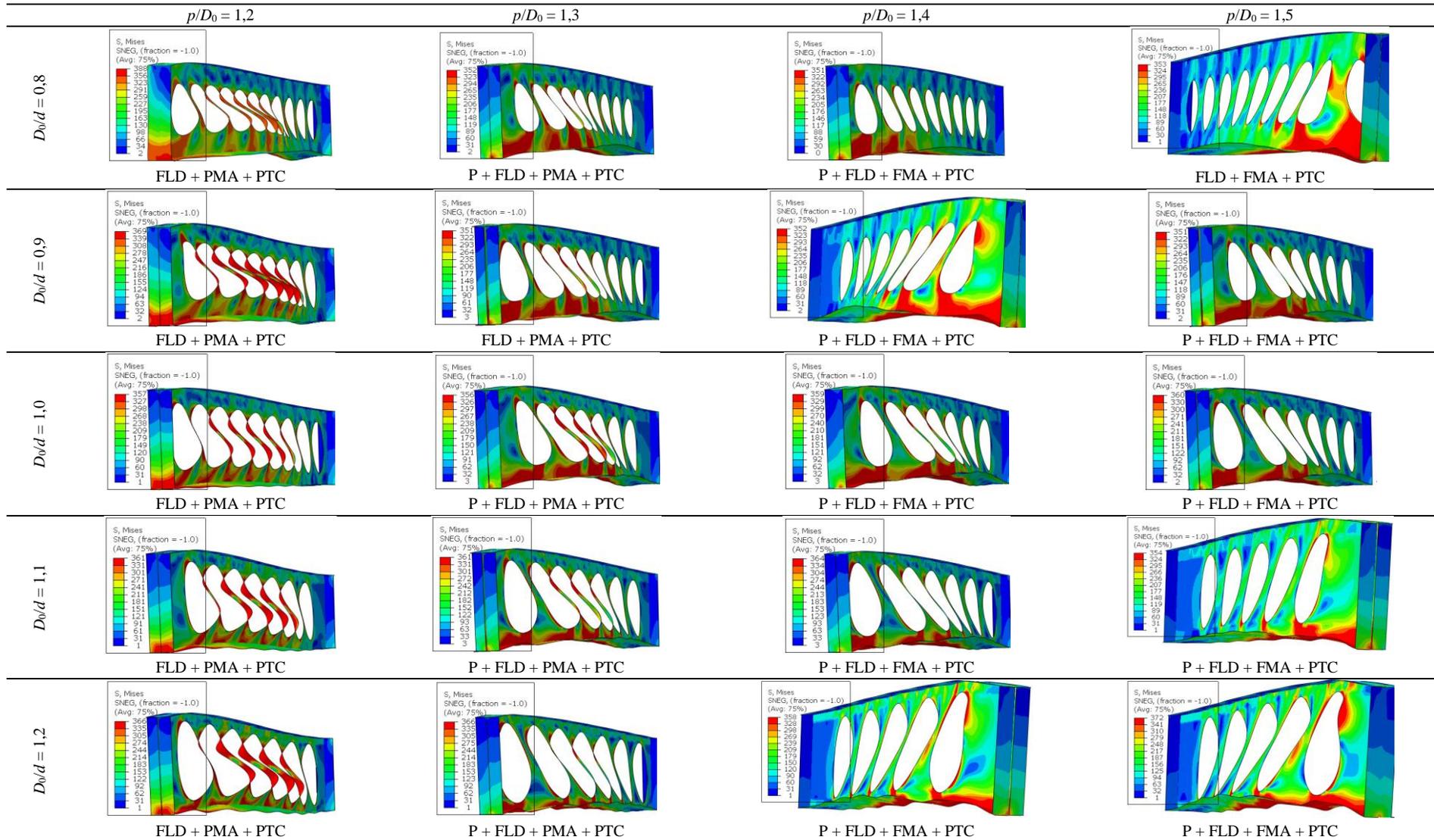


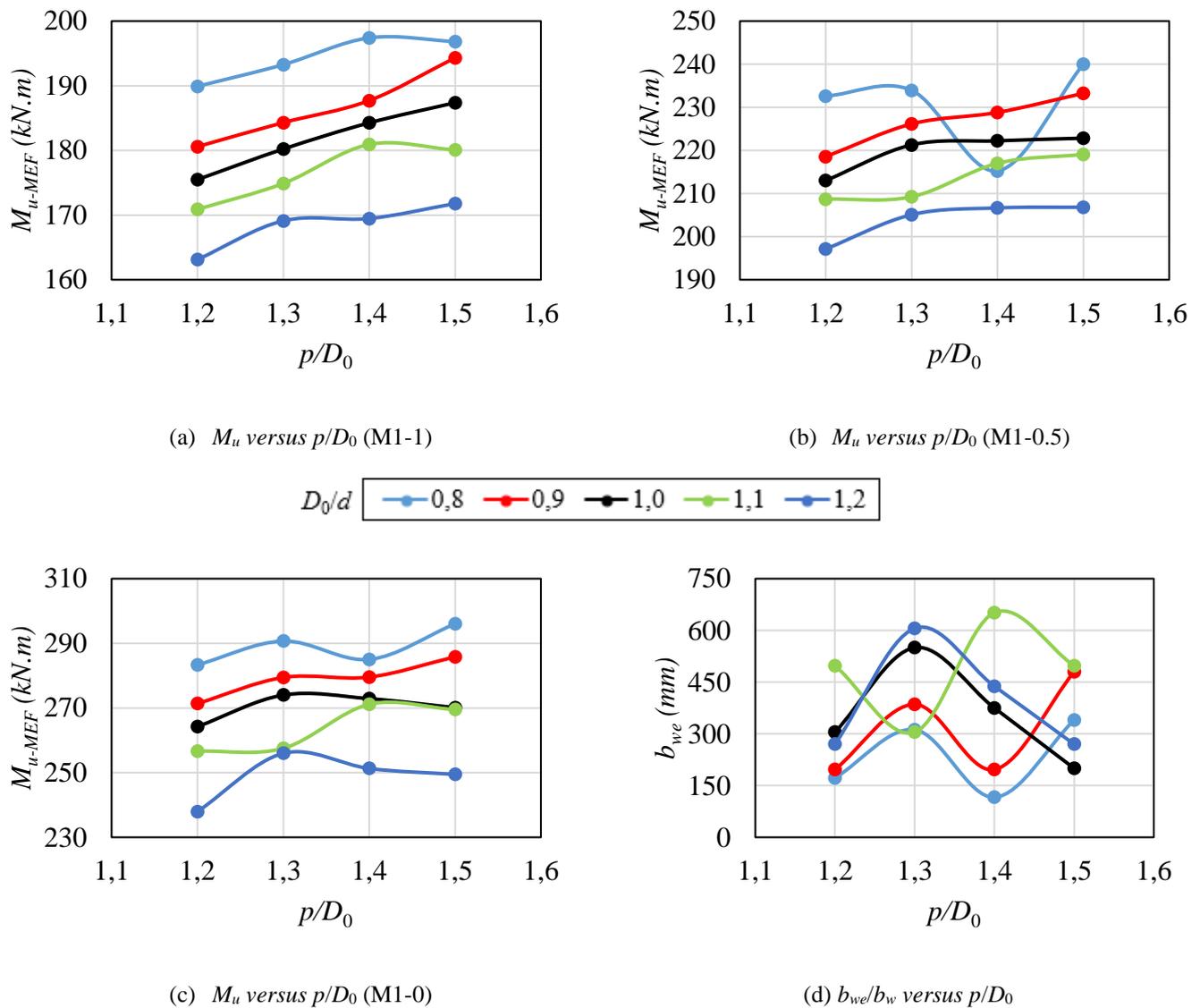
Tabela 5.7: Modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.10c



CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

Como mostra a Figura 5.12, para os modelos com $L = 6$ m também não há um padrão na variação do M_u quando varia-se os parâmetros chave das vigas celulares (D_0/d e p/D_0). Na Figura 5.12, a avaliação da variação de M_u versus b_{we}/b_w também foi feita através da comparação entre os gráficos de M_u versus p/D_0 e b_{we}/b_w versus p/D_0 .

Figura 5.12: Influência dos parâmetros chave de vigas celulares no M_u dos modelos com perfil W 360x32,9 e $L = 6$ m



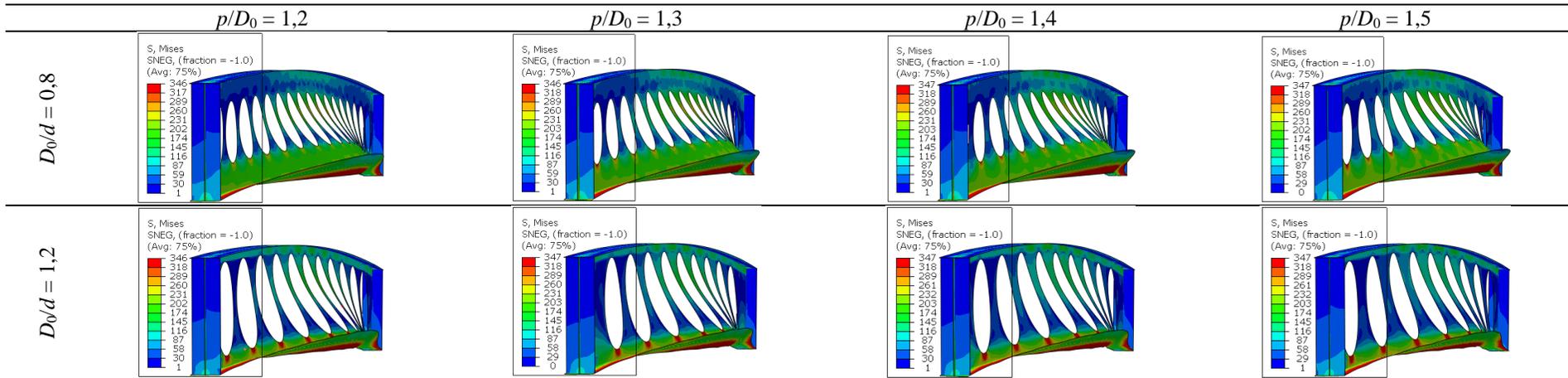
Fonte: O autor (2022)

As Tabela 5.8, Tabela 5.9 e Tabela 5.10 apresentam os modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.12a-c com $D_0/d = 0,8$ e $1,2$. Todos os modelos apresentaram predominância da FLD no modo de falha devido a alta esbelteza global (L/r_y). Desse modo, o

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

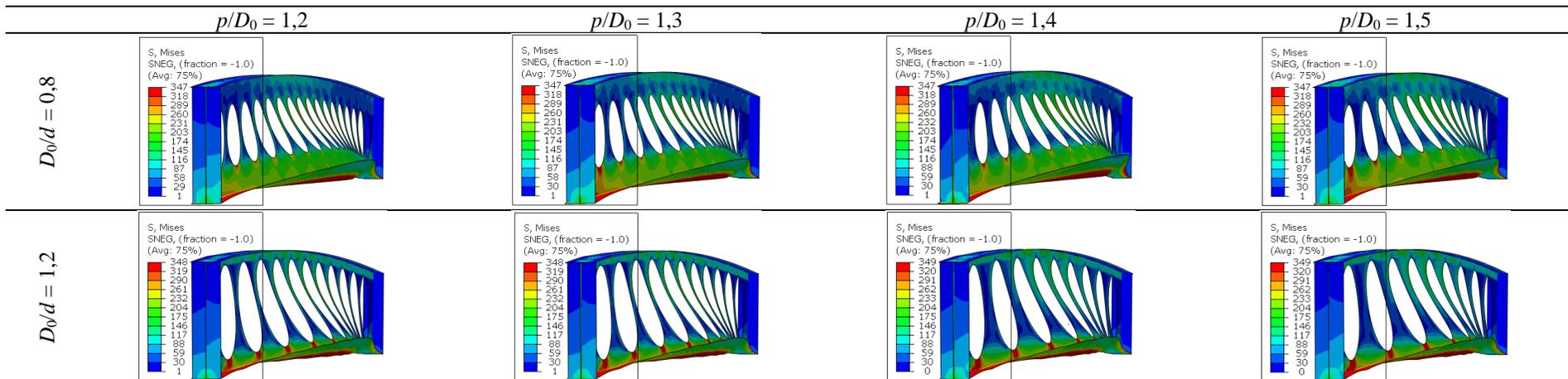
parâmetro chave p/D_0 não teve uma influência significativa no modo de falha dos modelos, assim como o b_{we}/b_w . O parâmetro chave D_0/d teve uma influência significativa na PTC. Assim como os modelos com $L = 4$ m, na Figura 5.12a-c, é possível observar que, para a maioria dos casos, há uma diminuição na capacidade resistente dos modelos com maiores valores de D_0/d . Também foi observado que não há um padrão na variação do M_u dos modelos variando p/D_0 . Isso pode ter ocorrido devido a variação de b_{we}/b_w . Comparando os gráficos da Figura 5.12a-c (M_u versus p/D_0) com o gráfico da Figura 5.12d (b_{we}/b_w versus p/D_0), é possível observar que a variação do M_u e b_{we}/b_w versus p/D_0 apresentaram comportamentos semelhantes. Contudo, alguns modelos apresentaram maior M_u em relação aos modelos com menores valores de p/D_0 mesmo que com maiores valores de b_{we}/b_w . No gráfico da Figura 5.12b, uma particularidade pode ser observada. O modelo com $D_0/d = 0,8$ e $p/D_0 = 1,4$ apresentou menor capacidade resistente que os modelos com o mesmo valor de p/D_0 e maiores valores de D_0/d (0,9, 1,0 e 1,1). Além disso, o modelo em questão obteve a menor capacidade de carga dentre todos os modelos, contidos na Figura 5.12b, com mesmo valor de D_0/d (0,8). Na Tabela 5.9 é possível observar que não houve mudança significativa no modo de falha dos modelos. A queda na capacidade resistente do modelo em questão pode ter ocorrido por apresentar o menor valor b_{we}/b_w (1,04) entre todos os modelos, conforme mostra a Figura 5.12d.

Tabela 5.8: Os modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.12a



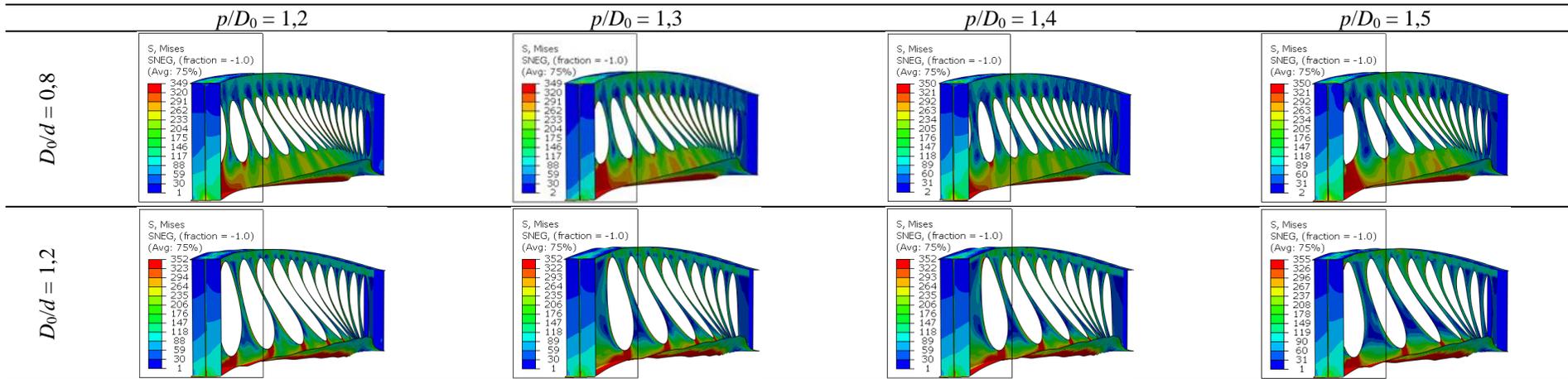
Fonte: O autor (2022)

Tabela 5.9: Os modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.12b



Fonte: O autor (2022)

Tabela 5.10: Os modos de falha dos modelos abordados na Figura 5.12c



Fonte: O autor (2022)

Por meio das comparações apresentadas na Figura 5.10 e Figura 5.12, observou-se que, para os respectivos D_0/d , a variação de M_u e b_{we}/b_w versus p/D_0 apresentou comportamentos semelhantes. Segundo estudos que abordaram o comportamento de vigas celulares mistas submetidas à flexão positiva, também houve uma influência significativa do b_{we} na capacidade resistente a FMA (FERREIRA *et al.*, 2021a, 2021b, 2021c; FERREIRA; MARTINS; NARDIN, 2021). Quanto ao modo de falha dos modelos, o b_{we}/b_w não teve influência significativa.

5.1.4 Análise comparativa dos parâmetros

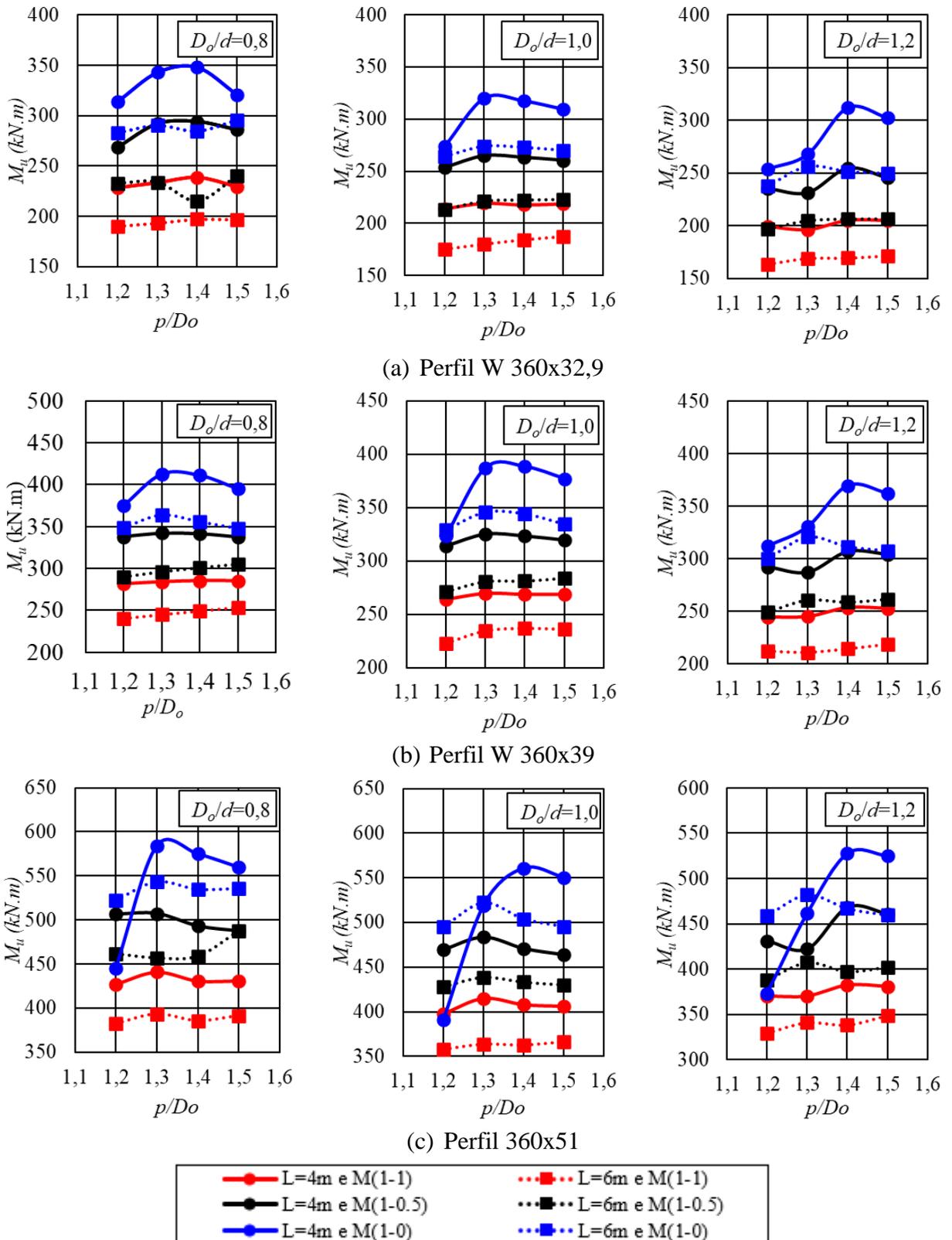
Para a avaliação conjunta dos parâmetros, a Figura 5.13 apresenta a análise comparativa da variação de M_u versus p/D_0 para modelos com o mesmo perfil e D_0/d , com diferentes comprimentos de vão destravado e distribuição de momento negativo. Dos gráficos da Figura 5.13, é possível observar que, para a maioria dos modelos, a distribuição de momento negativo uniforme foi o caso mais crítico, e o gradiente de momento 1-0 o menos crítico. Além disso, na maioria dos casos, os modelos com maior comprimento destravado (6 m) apresentaram menor capacidade resistente. Em todos os modelos mostrados na Figura 5.13, aqueles com $L = 4$ m, $p/D_0 = 1,2$ e gradiente de momento 1-0 obtiveram um M_u consideravelmente menor para modelos com as mesmas características, mas diferentes valores de p/D_0 , principalmente nos modelos mostrados na Figura 5.13c. Isso porque esses modelos atingiram a falha com predominância de PMA. Na Figura 5.13c, é possível observar que o M_u dos modelos com $D_0/d = 1,0$, $p/D_0 = 1,2$ e $L = 4$ m apresentaram o gradiente de momento 1-0 como o caso mais crítico. Isso porque os modelos possuem alta rigidez à FLD devido às dimensões da seção-I. Desse modo, como o modelo é submetido à um esforço cortante considerável e apresenta o menor valor de p/D_0 (1,2), a capacidade resistente do mesmo é regida pela PMA, que se mostrou um caso mais crítico do que o momento negativo uniforme.

A Figura 5.14 apresenta a análise comparativa da variação de M_u versus p/D_0 para modelos com a mesma distribuição de momento negativo e D_0/d , com diferentes perfis e comprimentos de vão destravado. Na Figura 5.14, é possível observar que, para todos os modelos, aqueles com perfil W 360x32,9 apresentaram a menor capacidade resistente, e com perfil W 360x51 a maior. Isso mostra a alta influência das dimensões da seção-I no momento último à FLD dos modelos. Na Figura 5.14c, observa-se que apenas os modelos com $p/D_0 = 1,2$ e W 360x51 apresentaram maior M_u para os modelos com o maior comprimento

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

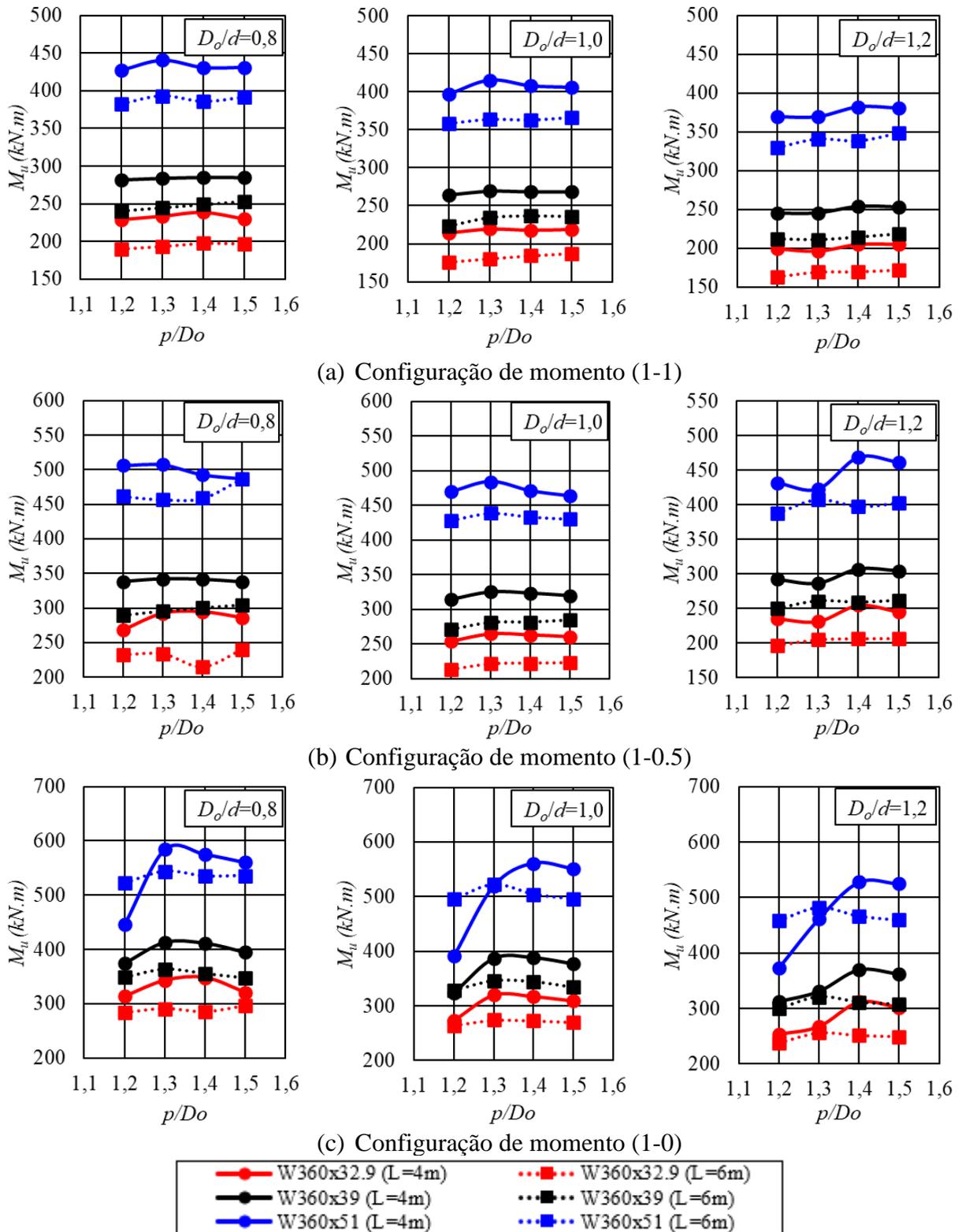
destravado (6 m). Isso porque os modelos com o menor comprimento destravado (4 m) atingiram a falha com predominância da PMA, que se mostrou o caso mais crítico.

Figura 5.13: Análise comparativa dos modelos com mesmo perfil e D_o/d



Fonte: O autor (2022)

Figura 5.14: Análise comparativa dos modelos com mesma distribuição de momento negativo e D_o/d



Fonte: O autor (2022)

5.2 PRECISÃO OBTIDA PELAS FORMULAÇÕES DE VERIFICAÇÃO DA FLD

Para a obtenção dos resultados teóricos apresentados nesta seção, as adaptações das propriedades geométricas para vigas mistas compostas por perfis celulares apresentadas na seção 2.3 foram adotadas. A adaptação do k_2 proposto por Müller *et al.* (2006) foi utilizada na determinação do M_{cr} pelas proposições de cálculo abordadas. Vale ressaltar que tais proposições foram desenvolvidas para determinação do M_{cr} à FLD de vigas mistas de alma cheia, assim Müller *et al.* (2006) apresenta uma adaptação para vigas celulares mistas. Nesta seção são apresentadas, primeiramente, as análises das proposições de cálculo do M_{cr} , e, posteriormente, do M_u à FLD.

5.2.1 Proposições de cálculo do M_{cr}

Para verificar a precisão das proposições de cálculo para determinação do M_{cr} à FLD de vigas celulares mistas, apresentadas na seção 2.3, os resultados obtidos por cada proposição foram comparados com os resultados das análises *Buckling*. As proposições de Roik *et al.* (1990), Hanswille *et al.* (1998) e Dias *et al.* (2019) para cálculo do M_{cr} foram abordadas nas análises, com as adaptações propostas Müller *et al.* (2006). A explicação por ter sido selecionado apenas essas proposições é pelo fato destas serem baseadas no modelo de U-invertido, pois a versão atual do EC4 (EN 1994-1-1: 2004) propõe a utilização de formulações baseadas no modelo de U-invertido para determinação do M_{cr} . Contudo, a proposição de Dias *et al.* (2019) abordam apenas vigas mistas de aço e concreto submetidas à distribuição de momento fletor negativo uniforme.

Duas diferentes abordagens foram feitas com relação às proposições de Roik *et al.* (1990) e Hanswille *et al.* (1998). Na comparação dos resultados numéricos com a proposição de Roik *et al.* (1990), o cálculo do M_{cr} para os modelos submetidos à distribuição de momento negativo uniforme foi feito pelo chamado “caso completo”, em que o coeficiente C_{dist} é obtido pelas Equações (24)-(25), e também pelo chamado “caso simples” onde considera-se o C_{dist} igual à 6.2. Já para os modelos submetidos às configurações de gradiente de momento linear, o coeficiente C_{dist} foi obtido através dos valores tabelados por Roik *et al.* (1990).

$$C_{dist} = \pi^2 \sqrt{\gamma} + \frac{1}{\sqrt{\gamma}} \quad (24)$$

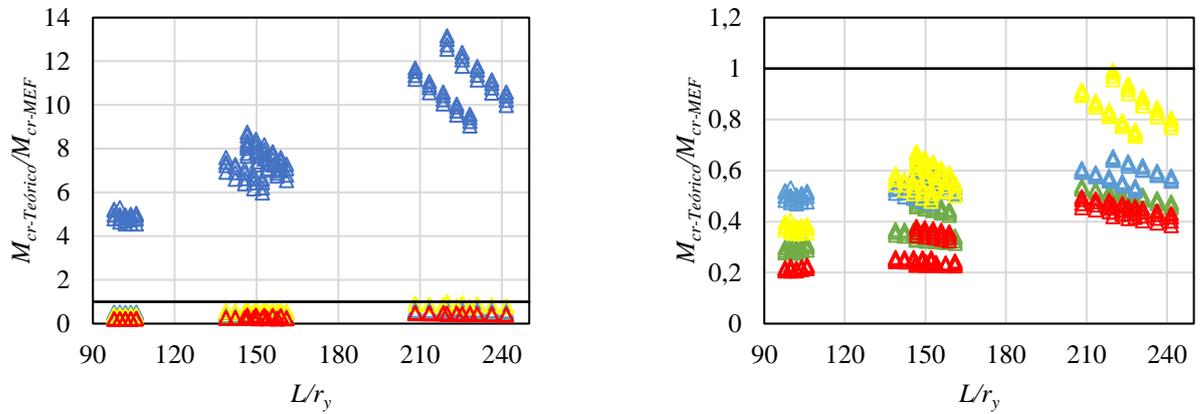
$$\gamma = \frac{EI_{af,y} h_0^2}{\left(GJ + \left(\frac{L}{\pi} \right)^2 k_s \right) L^2} \quad (25)$$

Na comparação dos resultados numéricos com a proposição de Hanswille *et al.* (1998), a obtenção do coeficiente β_b (Equação (26) de acordo com autores) foi feita de duas formas, uma obtendo β_{0b} através da Equação (27) proposta por Hanswille *et al.* (1998), e outra considerando β_{0b} igual à 1. Esta abordagem também foi realizada por Dias *et al.* (2019) em suas análises. As análises e abordagens descritas são mostradas nas Figura 5.15 e Figura 5.16. As Figura 5.15a e b apresentam as mesmas análises, a diferença é que Figura 5.15a apresenta todas abordagens, enquanto a Figura 5.15b exclui a abordagem da proposição de Hanswille *et al.* (1998) obtendo-se β_{0b} através da Equação (27). Isso foi feito devido esta abordagem apresentar erros altamente elevados, o que dificultou a análise visual do gráfico apresentado pela Figura 5.15a.

$$\beta_b = \beta_{0b} \left(\frac{1}{1 + \left(a \frac{\sqrt{\eta}}{\pi} \right)^{n_1}} \right)^{1/n_2} \quad (26)$$

$$\beta_{0b} = -0.11\psi^2 - 0.37\psi + 0.74 \quad (27)$$

Figura 5.15: Acurácia obtida pelas proposições de cálculo do M_{cr} para momento negativo uniforme (configuração 1-1)



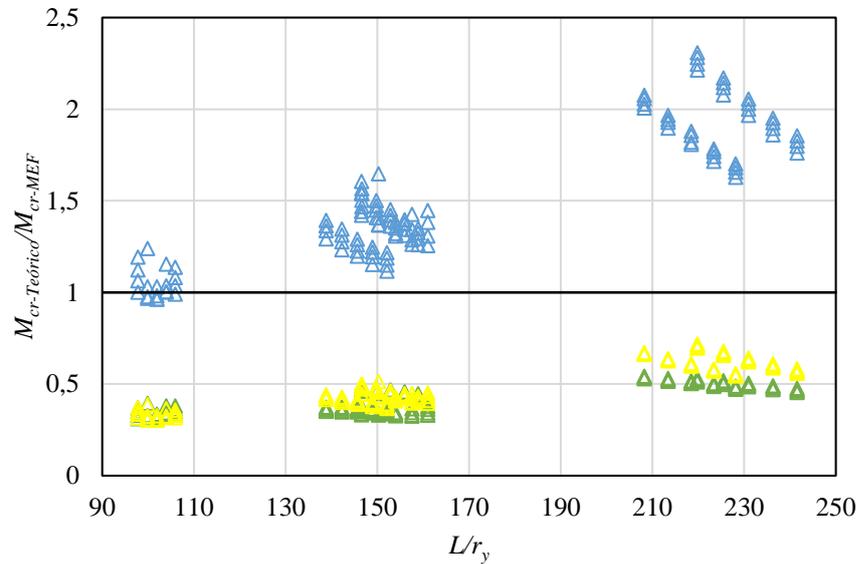
(a) Com todas as proposições

(b) Sem a proposição de Hanswille *et al.* (1998)

△	Roik et al. (1990) (Caso simples)	[Méd. 0,41; DP 8,50%; VAR. 0,72%]
△	Roik et al. (1990) (Caso completo)	[Méd. 0,55; DP 4,42%; VAR. 0,20%]
△	Hanswille et al. (1998)	[Méd. 8,12; DP 230,55%; VAR. 531,54%]
△	Hanswille et al. (1990) $\beta_0 B=1$	[Méd. 0,63; DP 17,88%; VAR. 3,20%]
△	Dias et al. (2019)	[Méd. 0,32; DP 9,76%; VAR. 0,95%]

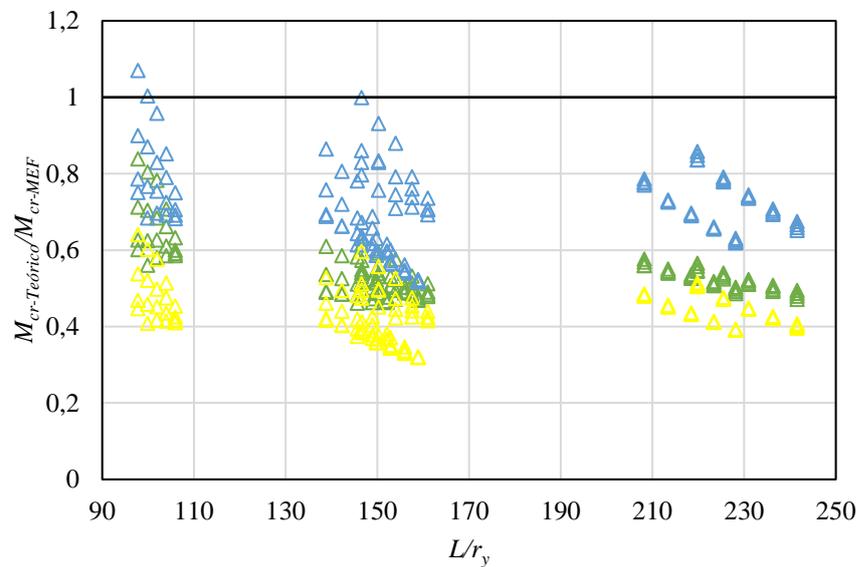
Fonte: O autor (2022)

Figura 5.16: Acurácia obtida pelas proposições de cálculo do M_{cr} para momento negativo linear



△ Roik et al. (1990) (Caso simples) [Méd. 0,42; DP 7,42%; VAR. 0,55%]
△ Hanswille et al. (1998) [Méd. 1,50; DP 35,58%; VAR. 1,13%]
△ Hanswille et al. (1990) $\beta_0 B=1$ [Méd. 0,48; DP 11,43%; VAR. 1,31%]

(a) Momento linear (configuração 1-0.5)



△ Roik et al. (1990) (Caso simples) [Méd. 0,54; DP 6,88%; VAR. 0,47%]
△ Hanswille et al. (1998) [Méd. 0,71; DP 10,62%; VAR. 1,13%]
△ Hanswille et al. (1990) $\beta_0 B=1$ [Méd. 0,43; DP 6,13%; VAR. 0,38%]

(b) Momento linear (configuração 1-0)

Fonte: O autor (2022)

Observando as Figura 5.15a e b é possível notar que a proposição de Roik *et al.* (1990) considerando o “caso completo” e a proposição de Hanswille *et al.* (1998) considerando β_{ob} igual à 1 foram as formulações, para determinação do M_{cr} nos casos de momento negativo uniforme, que mais se aproximaram dos resultados numéricos. A proposição de Roik *et al.* (1990) considerando o “caso completo” foi o que mais se aproximou para os menores valores de L/r_y , enquanto a proposição de Hanswille *et al.* (1998) considerando β_{ob} igual à 1 foi o que mais se aproximou para os maiores valores de L/r_y . Para a configuração de gradiente de momento negativo 1-0.5, observando a Figura 5.16a é possível notar que a proposição de Hanswille *et al.* (1998) considerando a Equação (27) para obtenção β_{ob} foi que mais se aproximou dos resultados numéricos para os menores valores de L/r_y , enquanto a proposição de Hanswille *et al.* (1998) considerando β_{ob} igual à 1 foi o que mais se aproximou para os maiores valores de L/r_y . Para a configuração de gradiente momento negativo 1-0, observando a Figura 5.16b é possível notar que a proposição de Hanswille *et al.* (1998) considerando a Equação (27) para obtenção β_{ob} foi que mais se aproximou dos resultados numéricos para todos os valores de L/r_y .

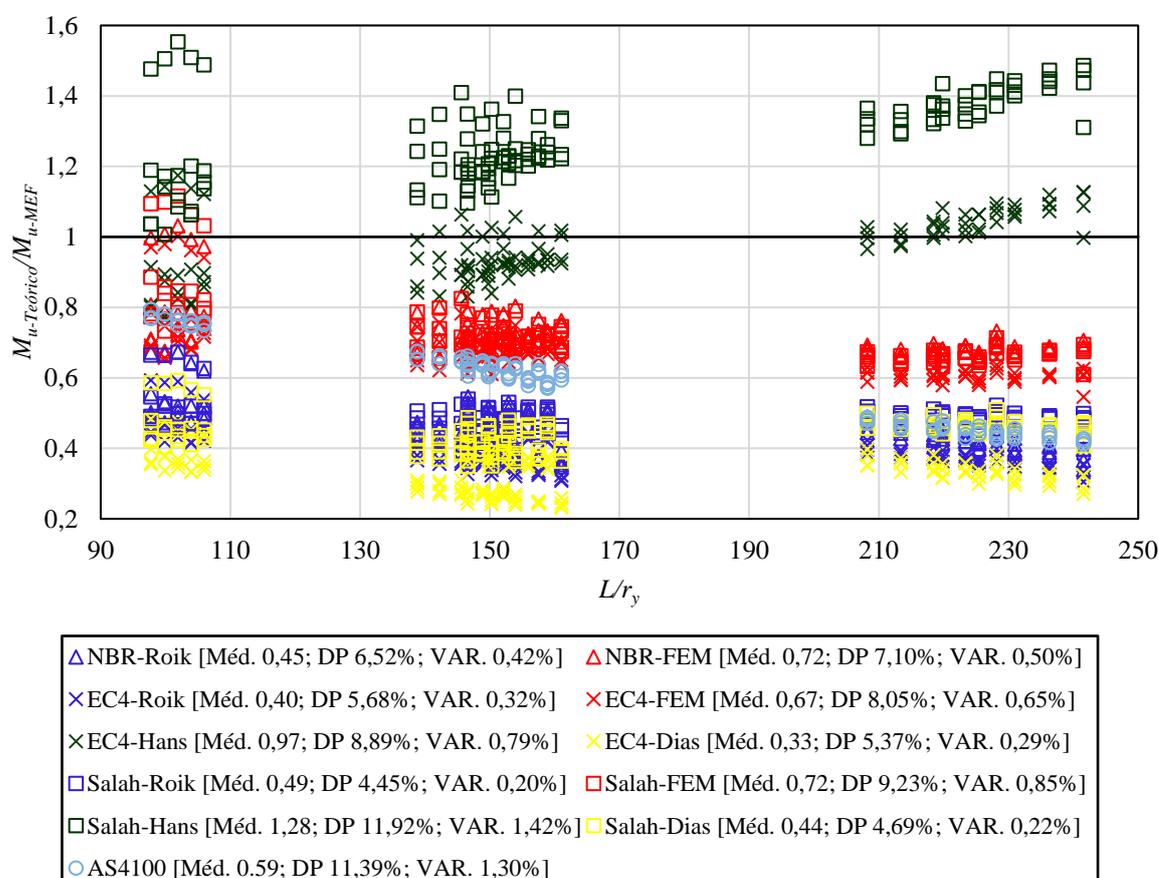
De acordo com o exposto conclui-se que dentre proposições e abordagens analisadas não há uma proposição que apresente a maior acurácia para todos casos de configuração de momento fletor negativo e esbeltez global (L/r_y). A única afirmação que se pode fazer sobre os modelos analisados é que, para a configuração de momento negativo 1-0, a proposição de Hanswille *et al.* (1998) apresentou maior precisão para todos os valores de L/r_y analisados.

5.2.2 Proposições de cálculo do M_u

Para avaliar a acurácia dos procedimentos de verificação do M_u à FLD apresentados pelas normas abordadas (EN 1994-1-1: 2004, ABNT NBR 8800: 2008 e AS4100: 1998 R2016), e o procedimento apresentado por Salah (2009), os resultados destes procedimentos de cálculo foram comparados com os resultados obtidos pelas análises *Post-Buckling*. O eurocode (EN 1994-1-1: 2004) não apresenta formulações para determinação do momento crítico elástico, porém, a norma propõe a utilização de metodologias baseadas no mecanismo de U-invertido. Na literatura, são encontradas proposições baseadas no modelo de U-invertido, como as de Roik *et al.* (1990), Hanswille *et al.* (1998) e Dias *et al.* (2019). Contudo, a proposição de Dias *et al.* (2019) é limitada a vigas mistas submetidas à distribuição de momento negativo uniforme. Estas proposições para determinação do M_{cr}

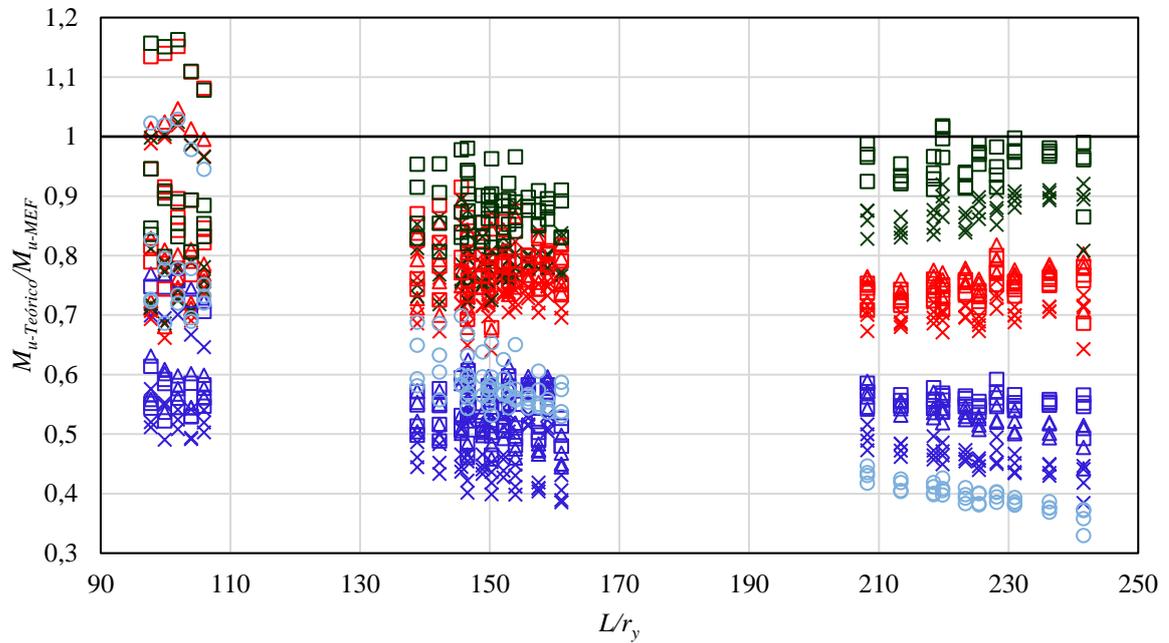
foram utilizadas nas análises da acurácia obtida pelo procedimento de cálculo do eurocode (EN 1994-1-1: 2004) e pelo procedimento proposto por Salah (2009). Quanto a norma brasileira (ABNT NBR 8800: 2008), foi utilizado a proposição de Roik *et al.* (1990) para determinação do M_{cr} , o qual é sugerido pela norma. Além disso, os valores de M_{cr} obtidos através da análise *Buckling* de cada modelo numérico também foram utilizados na análise dos procedimentos de cálculo abordados nesta seção, com excessão do procedimento apresentado pela norma australiana (AS4100: 1998 R2016), pois esta formulação considera apenas o perfil de aço enquanto os modelos numéricos consideram todos os elementos que compõem as vigas celulares mistas. As Figura 5.17 a Figura 5.19 mostram as comparações entre os resultados teóricos e numéricos, onde os valores menores que 1 da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) significa que a formulação para cálculo do M_u fornece resultados conservadores, enquanto para os valores maiores que 1, resultados não conservadores.

Figura 5.17: Acurácia obtida pelas formulações de cálculo do M_u para momento negativo uniforme (configuração 1-1) com 120 modelos



Fonte: O autor (2022)

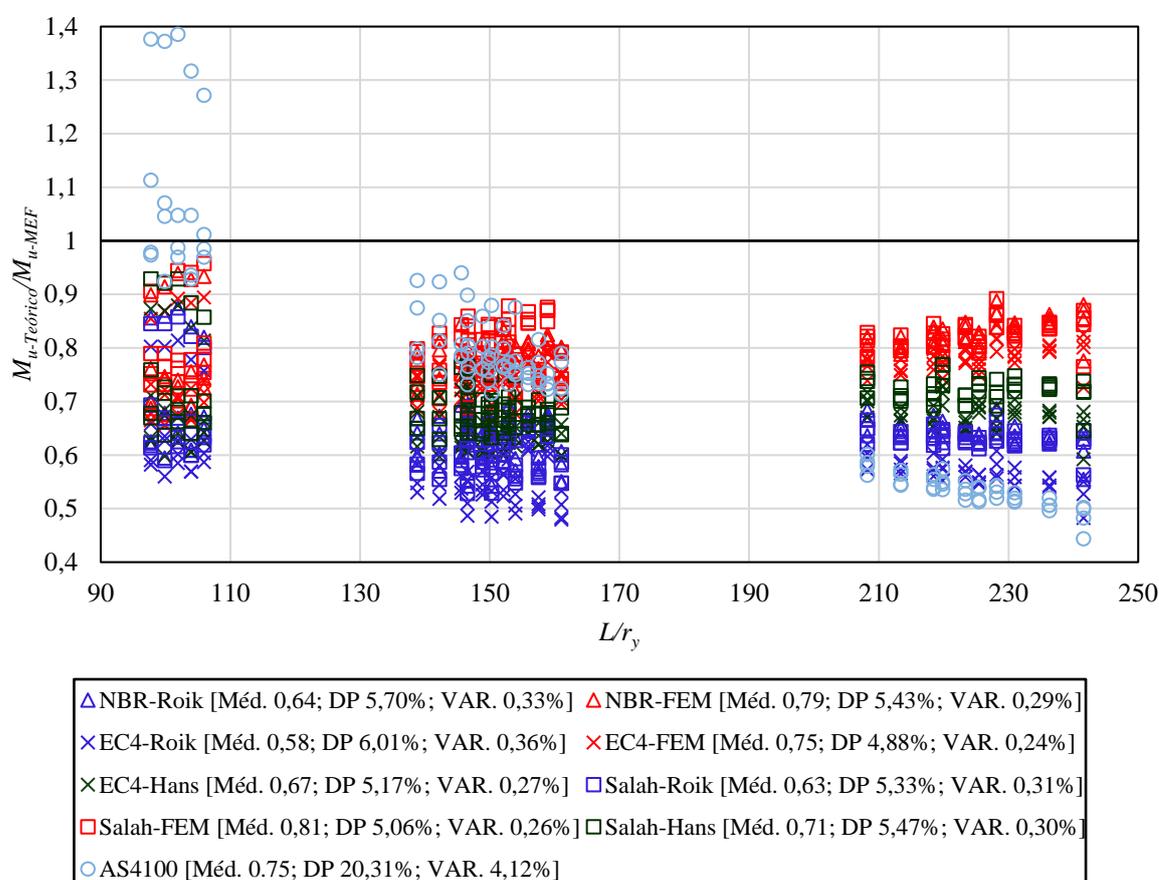
Figura 5.18: Acurácia obtida pelas formulações de cálculo do M_u para momento negativo linear (configuração 1-0.5) com 120 modelos



\triangle NBR-Roik [Méd. 0,54; DP 6,10%; VAR. 0,37%]	\triangle NBR-FEM [Méd. 0,78; DP 6,26%; VAR. 0,39%]
\times EC4-Roik [Méd. 0,48; DP 6,05%; VAR. 0,37%]	\times EC4-FEM [Méd. 0,74; DP 6,60%; VAR. 0,44%]
\times EC4-Hans [Méd. 0,82; DP 6,70%; VAR. 0,45%]	\square Salah-Roik [Méd. 0,55; DP 4,96%; VAR. 0,25%]
\square Salah-FEM [Méd. 0,80; DP 8,52%; VAR. 0,73%]	\square Salah-Hans [Méd. 0,91; DP 7,07%; VAR. 0,50%]
\circ AS4100 [Méd. 0,55; DP 15,09%; VAR. 2,28%]	

Fonte: O autor (2022)

Figura 5.19 Acurácia obtida pelas formulações de cálculo do M_u para momento negativo linear (configuração 1-0) com 120 modelos



Fonte: O autor (2022)

Observando a Figura 5.17 é possível notar que algumas proposições apresentaram resultados não conservadores para os modelos submetidos à distribuição de momento negativo uniforme, como a metodologia de Salah (2009) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) no qual a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 1,28. Esta foi a metodologia que apresentou os maiores resultados não conservadores. A metodologia apresentada pelo eurocode (EN 1994-1-1: 2004) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) foi a que apresentou melhor aproximação, onde a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 0,97, contudo, a metodologia forneceu resultados não conservadores para alguns modelos. Para os modelos com os menores valores de L/r_y , todas metodologias que partiram da proposição de Hanswille *et al.* (1998) ou utilizaram os valores do M_{cr} obtidos pelos modelos numéricos nas análises *Buckling* apresentaram resultados não conservadores, contudo, na maior parte dos modelos obteve-se resultados conservadores. Quanto as metodologias que apenas forneceram

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

resultados conservadores, a formulação de Salah (2009) partindo M_{cr} proposto por Roik *et al.* (1990) foi o que obteve maior aproximação, enquanto dentre os procedimentos normativos, a formulação da norma brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) apresentou a maior aproximação. A média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) obtida por estas metodologias foi de 0.49 e 0.45, respectivamente.

Das análises dos modelos submetidos à configuração de momento negativo linear 1-0.5 (Figura 5.18) observou-se resultados não conservadores de algumas metodologias abordadas apenas nos modelos com menores valores de L/r_y . A metodologia que obteve maior aproximação foi a de Salah (2009) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) no qual a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 0,91, contudo, a metodologia forneceu resultados não conservadores para alguns modelos. Quanto as metodologias que apenas forneceram resultados conservadores, a formulação do eurocode (EN 1994-1-1: 2004) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) foi a que apresentou melhor aproximação, onde a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 0,82.

Observando a Figura 5.19 é possível notar que apenas a metodologia da norma australiana (AS4100: 1998 R2016), para os modelos com menores L/r_y , apresentou resultados não conservadores. Tais modelos atingiram a falha pela PMA e não pela FLD. A metodologia que apresentou a maior aproximação foi a de Salah (2009) utilizando os valores do M_{cr} obtidos pelos modelos numéricos nas análises *Buckling*, onde a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 0,81. A norma australiana (AS4100: 1998 R2016) foi o procedimento normativo que obteve maior aproximação, contudo, forneceu resultados não conservadores para alguns modelos. Quanto aos procedimentos normativos que apenas forneceram resultados conservadores, a metodologia do eurocode (EN 1994-1-1: 2004) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) foi a que apresentou melhor aproximação, onde a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 0.67. Já dentre todas as metodologias que não forneceram resultados não conservadores ou não utilizaram os valores do M_{cr} obtidos pelos modelos numéricos nas análises *Buckling*, a de Salah (2009) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) foi a que obteve maior aproximação, onde a média da relação ($M_{u-Teórico}/M_{u-FE}$) foi de 0.71.

De acordo com o exposto, mostra-se que não foi possível concluir qual é a melhor metodologia para verificação do momento último à FLD, visto que para cada caso um procedimento forneceu os melhores resultados. Contudo, das Figura 5.17 à Figura 5.19 observa-se que o procedimento para determinação do M_u apresentado pela norma europeia

CAPÍTULO 5 – RESULTADOS E DISCUSSÕES

(EN 1994-1-1: 2004) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) foi a metodologia que apresentou a melhor aproximação considerando todas as configurações de momento negativo. Contudo, para alguns modelos, forneceu resultados não conservadores. A falta de padrão na precisão dos procedimentos de cálculo pode ter ocorrido devido as metodologias terem sido desenvolvidas para verificação de FLD em vigas mistas sem aberturas na alma, no qual não consideram a possibilidade de instabilidades no montante da alma. Desse modo, para os modelos que foram submetidos ao gradiente de momento linear (1-0.5 e 1-0), pode haver problemas na precisão devido ao considerável esforço cortante presente nestes modelos. Ainda há a necessidade maiores investigações para melhor esclarecimento sobre o comportamento de vigas celulares mistas submetidas ao momento fletor negativo. Parâmetros como taxa de armadura longitudinal, grau de interação da viga mista, taxa de expansão do perfil celular, presença de enrijecedores transversais na alma, tensão de escoamento do perfil e os parâmetros da laje de concreto (dimensões e resistência do concreto), não foram abordados nas investigações do presente estudo. Os parâmetros citados, dependendo das características da viga celular mista, podem apresentar influência significativa no comportamento da estrutura. Isso pode afetar diretamente a precisão dos procedimentos de cálculo abordados.

CAPÍTULO 6

CONSIDERAÇÕES FINAIS

Os objetivos do presente trabalho foram atingidos, o que resultou em uma série de observações sobre o comportamento de vigas celulares mista submetidas ao momento fletor negativo. Contudo, esta problemática necessita de maiores investigações, pois há poucos estudos que abordaram a avaliação das estruturas em questão. Portanto, neste capítulo são apresentadas as considerações finais, ou seja, as principais conclusões das investigações realizadas e sugestões de trabalhos futuros.

6.1 CONCLUSÕES

O presente trabalho teve como objetivo a avaliação do comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto sob momento negativo, dando-se ênfase a Flambagem Lateral com Distorção (FLD). O primeiro passo deste trabalho foi a realização de revisão bibliográfica detalhada acerca do tema. De acordo com o estado da arte apresentado, foi possível observar a falta de estudos quanto ao comportamento de vigas alveolares mistas sob momento fletor negativo, e a falta de recomendações normativas quanto a verificação da FLD nesses elementos. Desse modo, as investigações quanto ao problema em questão foram realizadas através do desenvolvimento de modelos numéricos. Nestes modelos foram consideradas as imperfeições de caráter físico (tensões residuais) e geométrico (falta retilinearidade do perfil), a correta representação do comportamento misto por meio da modelagem dos conectores de cisalhamento do tipo pino com cabeça, e as relações constitutivas que representassem o comportamento não linear dos materiais. Após a validação do modelo numérico comparando os seus resultados com os resultados de testes experimentais, foi realizado a investigação dos parâmetros chave de vigas celulares, e parâmetros que possuem influência significativa no comportamento à FLD de vigas mistas de aço e concreto, de acordo com a revisão bibliográfica. O estudo paramétrico realizado abordou a investigação da influência dos seguintes parâmetros no comportamento à FLD de

CAPÍTULO 6 – CONSIDERAÇÕES FINAIS

vigas celulares mistas de aço e concreto: as dimensões da seção-I, o vão destravado, os parâmetros geométricos chave de vigas celulares (D_0/d e p/D_0), e a distribuição de momento fletor negativo. Em vista das observações realizadas através do estudo paramétrico, é possível delinear as seguintes conclusões:

- Exceto os modelos com $L = 4$ m, $p/D_0 = 1,2$ e $1,3$, e gradiente de momento 1-0, que apresentaram perda de rigidez local no montante da alma devido à formação de rótulas plásticas, todos os outros modelos tiveram sua capacidade resistente governada pela FLD ou por sua interação com modos de falha locais (FMA, PMA e PTC);
- Todos os parâmetros abordados no estudo apresentaram influência significativa no M_u à FLD dos modelos paramétricos, sendo a dimensão da seção-I o parâmetro que apresentou maior influência;
- O vão destravado e a configuração da distribuição do momento negativo mostraram influência significativa no comportamento dos modelos. Os modelos com $L = 6$ m mostraram predominância da FLD em seu modo de falha, independentemente da configuração do momento negativo. Os modelos com $L = 4$ m apresentaram predominância da FLD nos modelos submetidos à configuração de momento negativo 1-1 e 1-0.5, enquanto os modelos submetidos à configuração de momento negativo 1-0 não apresentaram predominância da FLD;
- A grande maioria dos modelos com $L = 4$ m e submetidos à configuração de momento negativo 1-0, exceto aqueles com $p/D_0 = 1,2$, atingiram o M_u acima do momento de plastificação da seção mista. Isso também ocorreu em alguns modelos com $L = 6$ m ou submetidos à configuração de momento negativo 1-0, contudo, estes modelos eram formados pelo perfil de maior seção transversal (W 360x51);
- A configuração de distribuição de momento negativo uniforme se mostrou o caso mais crítico. A configuração com gradiente de momento negativo 1-0 se mostrou caso menos crítico, exceto pelos modelos que atingiram a falha pela PMA, que em alguns casos, se mostrou mais crítico que a configuração de distribuição de momento negativo uniforme;
- O espaçamento das aberturas (p) se mostrou crítico para valores de p/D_0 igual à 1,2 e 1,3 nos modelos com $L = 4$ m e submetidos ao gradiente de momento negativo 1-0;
- Os parâmetros de abertura D_0/d e p/D_0 apresentaram influência significativa no M_u dos modelos. Contudo, não foi possível aferir com precisão a influência destes parâmetros,

pois o b_{we} também apresentou influência significativa. Ao variar D_0/d e p/D_0 , automaticamente o b_{we} também é variado;

- Os modelos com $L = 4$ m e submetidos ao de momento negativo uniforme se mostraram mais suscetíveis à PTC nos modelos com maiores valores de D_0/d (1,1 e 1,2);
- Não foi possível concluir qual proposição ou procedimento normativo para verificação da FLD é melhor para determinação do M_{cr} ou do M_u , pois, para cada caso, um procedimento forneceu os melhores resultados;
- O procedimento para determinação do M_u apresentado pela norma europeia (EN 1994-1-1: 2004) partindo do M_{cr} proposto por Hanswille *et al.* (1998) foi a metodologia que apresentou a melhor aproximação considerando todas as configurações de momento negativo, contudo, para alguns modelos, forneceu resultados não conservadores. O procedimento do EN 1994-1-1: 2004 partindo do M_{cr} proposto por Roik *et al.* (1990) ou por Dias *et al.* (2019) forneceram resultados conservadores, sendo que, utilizando o M_{cr} proposto por Roik *et al.* (1990), obteve-se maior aproximação;
- Dentre os procedimentos para determinação do M_u que apenas forneceram resultados conservadores, as metodologias apresentadas pela norma brasileira (ABNT NBR 8800: 2008) e por Salah (2009) partindo do M_{cr} proposto por Roik *et al.* (1990) foram as que obtiveram melhor aproximação considerando todas as configurações de momento negativo;
- A norma australiana (AS4100: 1998 R2016) forneceu resultados conservadores, exceto para os modelos com os menores valores de L/r_y e submetidos ao gradiente linear de momento negativo 1-0.

Desse modo, é possível concluir que as investigações desenvolvidas no presente trabalho contribuem para o melhor entendimento do comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto sob momento fletor negativo. Contudo, há a necessidade de maiores investigações sobre a problemática em questão, principalmente no que se trata de investigações experimentais. Além disso, é necessário o desenvolvimento de procedimentos de cálculo específicos para verificação da capacidade resistente à FLD de vigas celulares mistas.

6.2 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

Para a complementação das investigações realizadas no presente estudo, verifica-se a possibilidade do desenvolvimento de trabalhos futuros com as seguintes abordagens:

- Investigação experimental de vigas celulares mistas de aço e concreto sob momento negativo uniforme;
- Avaliação de vigas alveolares mistas de aço e concreto em regiões de momento fletor negativo compostas por perfis com aberturas hexagonais (vigas casteladas) ou senoidais (vigas Angelinas);
- Avaliação da influência da taxa de expansão do perfil celular, já que a razão de esbeltez da alma (h_w/t_w) possui grande influência na capacidade resistente à FLD de vigas mistas de alma cheia;
- A influência da presença de enrijecedores transversais na alma do perfil celular no comportamento à FLD;
- Investigações sobre a influência da laje de concreto e da taxa de armadura longitudinal em análises de estabilidade elástica e do comportamento inelástico à FLD de vigas celulares mistas;
- Desenvolvimento de análise numéricas que considerem outras formas de distribuição de momento fletor negativo ao longo do vão da viga celular mista;
- Investigações sobre a influência da utilização de perfis celulares assimétricos no comportamento à FLD de vigas celulares mistas;
- Proposições de cálculo que sejam diretamente desenvolvidas para verificação da FLD em vigas celulares mistas de aço-concreto. Uma opção é a utilização de recursos computacionais como o uso algoritmos de inteligência artificial para determinação do momento último à FLD por meio de um conjunto de parâmetros de entrada;
- Investigações do comportamento de vigas celulares mistas de aço e concreto, sob ação de momento fletor negativo, em elevadas temperaturas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ACELORMITTAL. **Cellular Beams**. [s.l: s.n.].

AISC. **Specification for Structural Steel Buildings, ANSI/AISC 360-16, Institute of Steel Construction, Chicago, IL**. [s.l: s.n.].

AMERICAN ASSOCIATION OF STATE AND HIGHWAY TRANSPORTATION OFFICIALS. (AASHTO) (2017). **AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, 8th ed. with 2017 Interim Provisions, AASHTO, Washington, DC**. [s.l: s.n.].

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 8800. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios, standard**. [s.l: s.n.].

BARTH, K. E.; WHITE, D. W. Finite element evaluation of pier moment-rotation characteristics in continuous-span steel I Girders. **Engineering Structures**, v. 20, n. 8, p. 761–778, 1998.

BEG, D.; HLADNIK, L. Slenderness Limit of Class 3 I Cross-sections Made of High Strength Steel. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 38, n. 3, p. 201–217, 1996.

BENINCÁ, M. E.; MORSCH, I. B. Numerical simulation of composite steel-concrete alveolar beams: Web-post buckling, vierendeel and flexural mechanisms. **Latin American Journal of Solids and Structures**, v. 17, n. 5, p. 1–28, 2020.

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

BOISSONNADE, N. et al. Design of cellular beams against lateral torsional buckling. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings**, v. 167, n. 7, p. 436–444, 2014.

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.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

-
- BRADFORD, M. A.; GAO, Z. DLSTORTIONAL BUCKLING SOLUTIONS FOR Restraint by slab Distortion of web Flange remains rigid. v. 118, n. 1, p. 73–89, 1992.
- BRADFORD, M. A.; JOHNSON, R. P. Inelastic Buckling of Composite Bridge Girders Near Internal Supports. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers (London)**, v. 83, n. pt 2, p. 143–159, 1987.
- BRINKHUS, R. N. ANÁLISE DE VIGAS CASTELADAS E VIGAS CASTELADAS MISTAS. 2015.
- 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. **Instability of composite beams in hogging bending**. [s.l.] University of Warwick, 1992.
- 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, S.; WANG, X. Finite element analysis of distortional lateral buckling of continuous composite beams with transverse web stiffeners. **Advances in Structural Engineering**, v. 15, n. 9, p. 1607–1616, 2012.
- 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. 5, p. 983–1016, 2010.
- DE ANGELIS, A.; PECCE, M. R.; LOGORANO, G. Evaluation of the plastic hinge length of steel-concrete composite beams under hogging moment. **Engineering Structures**, v. 191, n. April, p. 674–685, 2019.
- DIAS, J. V. F. **DETERMINAÇÃO DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO À FLAMBAGEM LATERAL COM DISTORÇÃO DE VIGAS MISTAS CONTÍNUAS E SEMICONTÍNUAS**. [s.l.] Universidade Federal de Minas Gerais, 2018.
- 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, 2019.
- EARLS, C. J. Effects of material property stratification and residual stresses on single angle flexural ductility. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 51, p. 147–175, 1999.

EC2 EN 1992-1-1:2004. [s.l: s.n.].

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

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

ELLOBODY, E. Behaviour of normal and high-strength castellated steel beams. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings**, v. 165, n. 10, p. 529–542, 2012b.

ERDAL, F.; SAKA, M. P. Ultimate load carrying capacity of optimally designed steel cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 80, p. 355–368, 2013.

EUROCODE 4. **Design of composite steel and concrete structures —Part 1-1: General rules and rules for buildings, standard, Comite Europeen de Normalisation.** [s.l: s.n.].

EUROCODE 4. **Design of composite steel and concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings, standard, Comite Europeen de Normalisation.** [s.l: s.n.].

FAN, C. X. R. **Buckling in continuous composite beams.** [s.l.] University of Warwick, 1990.

FERREIRA, F. P. V. et al. Buckling and post-buckling analyses of composite cellular beams. **Composite Structures**, v. 262, p. 113616, 2021a.

FERREIRA, F. P. V. et al. Ultimate strength prediction of steel–concrete composite cellular beams with PCHCS. **Engineering Structures**, v. 236, n. January, p. 112082, 2021b.

FERREIRA, F. P. V. et al. Composite action on web-post buckling shear resistance of composite cellular beams with PCHCS and PCHCSCT. **Engineering Structures**, v. 246, n. August, p. 113065, 2021c.

FERREIRA, F. P. V. et al. Lateral–torsional buckling resistance prediction model for steel cellular beams generated by Artificial Neural Networks (ANN). **Thin-Walled Structures**, v. 170, n. September 2021, p. 108592, 2022.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H. LRFD for Lateral-Torsional Buckling Resistance of Cellular Beams. **International Journal of Civil Engineering**, v. 18, n. 3, p. 303–323, 2020.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; NARDIN, S. **Advances in composite beams with web openings and composite cellular beams** **Journal of Constructional Steel Research** Elsevier Ltd, , 2020a. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106182>>

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; NARDIN, S. Sensitivity Analysis of Composite

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Cellular Beams to Constitutive Material Models and Concrete Fracture. **International Journal of Structural Stability and Dynamics**, v. 21, n. 01, 2020b.
- FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; NARDIN, S. Assessment of web post buckling resistance in steel-concrete composite cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 158, n. October 2020, p. 106969, 2021.
- FERREIRA, F. P. V.; ROSSI, A.; MARTINS, C. H. Lateral-torsional buckling of cellular beams according to the possible updating of EC3. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 153, p. 222–242, 2019.
- GALAMBOS, T. V.; KETTER, R. L. Columns under combined bending and thrust. **Journal of the Engineering Mechanics Division**, v. 85, p. 1–30, 1959.
- GIZEJOWSKI, M. A.; SALAH, W. A. Numerical modeling of composite castellated beams. **Composite Construction in Steel and Concrete VI - Proceedings of the 2008 Composite Construction in Steel and Concrete Conference**, p. 554–565, 2008.
- GIZEJOWSKI, M. A.; SALAH, W. A. **Stability and ductility of castellated composite beams subjected to hogging bending**. Proceedings of SDSS' Rio 2010: International Colloquium Stability and Ductility of Steel Structures. **Anais...2010a** Disponível em: <<https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84890254428&partnerID=40&md5=f6ea14864e95e160d941b5c43734afd5>>
- GIZEJOWSKI, M. A.; SALAH, W. A. Restrained distortional buckling strength of steel-concrete composite beams - A review of current practice and new developments. **10th International Conference Modern Building Materials, Structures and Techniques**, n. November, p. 604–612, 2010b.
- GOLTERMANN, P.; SVENSSON, S. E. Lateral Distortional Buckling: Predicting Elastic Critical Stress. **Journal of Structural Engineering**, v. 114, n. 7, p. 1606–1625, 1988.
- GRILO, L. F. et al. Design procedure for the web-post buckling of steel cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 148, p. 525–541, 2018.
- GRILO, L. F. **FORMULAÇÃO PARA DETERMINAÇÃO DA FORÇA CORTANTE RESISTENTE DE FLAMBAGEM DO MONTANTE DE ALMA EM VIGAS CELULARES DE AÇO**. [s.l.] Universidade Federal de Minas Gerais, 2018.
- GUO, F.; ZHOU, S.; JIANG, L. Lateral Buckling Analysis of the Steel-Concrete Composite Beams in Negative Moment Region. **Advances in Materials Science and Engineering**, v. 2015, 2015.
- HANSWILLE, G.; LINDNER, J.; MÜNICH, D. Lateral Torsional Buckling of Composite

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Beams [in German]. **Stahlbau**, v. 67, p. 525–535, 1998.
- 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-span continuous composite beams. **Proc. Instn Civ. Engrs**, v. 61, p. 367–381, 1976.
- HOSSEINPOUR, M.; SHARIFI, Y. Finite element modelling of castellated steel beams under lateral-distortional buckling mode. **Structures**, v. 29, n. October 2020, p. 1507–1521, 2021.
- HOSSEINPOUR, M.; SHARIFI, Y.; SHARIFI, H. Neural network application for distortional buckling capacity assessment of castellated steel beams. **Structures**, v. 27, n. September 2019, p. 1174–1183, 2020.
- JOHNSON, R. P. **Composite Structures of Steel and Concrete**. [s.l.: s.n.].
- 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, 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.
- KITAOKA, S. et al. Strength of lateral-torsional buckling of a composite steel beam subjected to reverse curvature bending. **Composite Construction in Steel and Concrete VIII - Proceedings of the 8th International Conference on Composite Construction in Steel and Concrete, 2017**, n. August, p. 334–345, 2017.
- LAWSON; HICKS. **Design of Composite Beams with Large web openings**. [s.l.] The Steel Construction Institute, 2011.
- LAWSON, R. M. et al. Design of composite asymmetric cellular beams and beams with large web openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 6, p. 614–629, 2006.
- LAWSON, R. M.; SAVERIRAJAN, A. H. A. Simplified elasto-plastic analysis of composite beams and cellular beams to Eurocode 4. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 10, p. 1426–1434, 2011.
- 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, 1998.
- LIMBACHIYA, V.; SHAMASS, R. Application of Artificial Neural Networks for web-post shear resistance of cellular steel beams. **Thin-Walled Structures**, v. 161, n. September 2020,

p. 107414, 2021.

LUBLINER, J. et al. A plastic-damage model for concrete. **International Journal of Solids and Structures**, v. 25, n. 3, p. 299–326, 1989.

MA, H. et al. Experimental study on the bending capacity of castellated composite beam under negative moment. **Journal of China University of Technology**, v. 47, p. 1–6, 2019.

MOGHBELI, A.; SHARIFI, Y. New predictive equations for lateral-distortional buckling capacity assessment of cellular steel beams. **Structures**, v. 29, n. October 2020, p. 911–923, 2021.

MORKHADE, S. G.; GUPTA, L. M. Experimental investigation for failure analysis of steel beams with web openings. **Steel and Composite Structures**, v. 23, n. 6, p. 647–656, 2017.

MORKHADE, S. G.; GUPTA, L. M. Ultimate load behaviour of steel beams with web openings. **Australian Journal of Structural Engineering**, v. 20, n. 2, p. 124–133, 2019.

MÜLLER, C. et al. **Large web openings for service integration in composite floors**. Technical Steel Research. European Commission, Contract No 7210-PR/315. Final report: [s.n.].

OLIVEIRA, J. P. S. DE et al. Resistant bending moment to lateral-torsional buckling of continuous steel and concrete composite beams with transverse stiffeners. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 14, n. 4, p. 1–18, 2021.

OLIVEIRA, L. B. DE. **Procedures to define the geometric characteristics of alveolar steel beams to floor systems and roof systems**. [s.l.] Federal University of Viçosa, 2012.

OLIVEIRA, J. P. S. **New proposition for verification of lateral distortional buckling of steel-concrete composite beams [in Portuguese]**. [s.l.] Federal University of Minas Gerais, 2018.

PANEDPOJAMAN, P.; SAE-LONG, W.; CHUB-UPPAKARN, T. Cellular beam design for resistance to inelastic lateral-torsional buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 99, p. 182–194, 2016.

PANEDPOJAMAN, P.; THEPCHATRI, T.; LIMKATANYU, S. Novel design equations for shear strength of local web-post buckling in cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 76, p. 92–104, 2014.

PIASSI, A. D. et al. Lateral distortional buckling of cellular composite-beams. **Revista IBRACON de Estruturas e Materiais**, v. 11, n. 2, p. 331–356, 2018.

RAJANA, K.; TSAVDARIDIS, K. D.; KOLTSAKIS, E. Elastic and inelastic buckling of steel cellular beams under strong-axis bending. **Thin-Walled Structures**, v. 156, n.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

December 2019, p. 106955, 2020.

ROIK, K.; HANSWILLE, G.; KINA, J. Solution for the lateral torsional buckling problem of composite beams [in German]. **Stahlbau**, v. 59, n. 59, p. 327–332, 1990.

ROSSI, A. et al. Numerical assessment of lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 172, p. 106192, 2020a.

ROSSI, A. et al. Lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams: A review. **Structures**, v. 27, n. June, p. 1299–1312, 2020b.

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

ROSSI, A. et al. Reassessment of lateral torsional buckling in hot-holled I-beams. **Structures**, v. 26, n. March, p. 524–536, 2020d.

ROSSI, A. et al. Stability behavior of Steel–concrete Composite Beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 167, n. April, p. 108193, 2021a.

ROSSI, A. et al. The influence of structural imperfections on the LTB strength of I-beams. **Structures**, v. 29, n. December 2020, p. 1173–1186, 2021b.

ROSSI, A. et al. The influence of structural and geometric imperfections on the LDB strength of steel–concrete composite beams. **Thin-Walled Structures**, v. 162, n. December 2020, p. 1173–1186, 2021c.

ROSSI, A. **MODELAGEM E ANÁLISE NUMÉRICA DA ESTABILIDADE LATERAL COM DISTORÇÃO DE VIGAS MISTAS DE AÇO E CONCRETO**. [s.l.] Universidade Federal de São Carlos, 2021.

SALAH, W. A. **Modelling of instability behavior in hogging moment regions of steel-concrete composite beams**. [s.l.] Warsaw University of Technology, 2009.

SAMEER S. FARES; COULSON, J.; DAVID W. DINEHART. Castellated and Cellular Beam Design 31. **American Institute of Steel Construction**, p. 1–116, 2016.

SHAMASS, R.; GUARRACINO, F. Numerical and analytical analyses of high-strength steel cellular beams: A discerning approach. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 166, p. 105911, 2020.

SHARIFI, Y. et al. Study of Neural Network Models for the Ultimate Capacities of Cellular Steel Beams. **Iranian Journal of Science and Technology - Transactions of Civil Engineering**, v. 44, n. 2, p. 579–589, 2020.

SILVA, C. C. et al. Web rotational stiffness of continuous steel-concrete composite castellated beams. **Frattura ed Integrita Strutturale**, v. 13, n. 50, p. 264–275, 2019.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

-
- SILVA, C. C. et al. Elastic Critical Moment of Lateral Distortional Buckling of Castellated Composite Beams under Uniform Hogging Moment. **Practice Periodical on Structural Design and Construction**, v. 25, n. 4, p. 04020032, 2020.
- SIMULIA, D. S. **ABAQUS**. [s.l: s.n.].
- SONCK, D. **Global buckling of castelled and cellular steel beams and columns**. [s.l.] Ghent University, 2014.
- SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 105, p. 119–128, 2015.
- SONCK, D.; BOISSONNADE, N.; VAN IMPE, R. Instabilities of cellular members loaded in bending or compression. **Structural Stability Research Council Annual Stability Conference 2012**, n. September 2014, p. 509–526, 2012.
- SONCK, D.; IMPE, R. VAN; BELIS, J. Experimental investigation of residual stresses in steel cellular and castellated members. **Construction and Building Materials**, v. 54, p. 512–519, 2014.
- STANDARD ASSOCIATION OF AUSTRALIA STANDARD ASSOCIATION OF NEW ZEALAND. AS/NZS 2327 COMPOSITE STRUCTURES - COMPOSITE STEEL CONCRETE CONSTRUCTION IN BUILDINGS. **Sydney (Australia)**. [s.l: s.n.].
- STANDARDS ASSOCIATION OF AUSTRALIA. AS 4100 STEEL STRUCTURES. SYDNEY. **Australia; 1998**. [s.l: s.n.].
- 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.
- SWEEDAN, A. M. I. Elastic lateral stability of I-shaped cellular steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 2, p. 151–163, 2011.
- TONG, L. et al. Experimental investigation on mechanical behavior of steel-concrete composite beams under negative bending. **Journal of Building Structures**, v. 35, n. 10, p. 1–10, 2014.
- TSAVDARIDIS, K. D.; ASCE, A. M.; MELLO, C. D. Vierendeel Bending Study of Perforated Steel Beams with Various Novel Web Opening Shapes through Nonlinear Finite-Element Analyses. **Journal of Structural Engineering**, v. 138, n. October, p. 1214–1230, 2012.
- TSAVDARIDIS, K. D.; GALIATSATOS, G. Assessment of cellular beams with transverse stiffeners and closely spaced web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 94, p. 636–650,

2015.

TSAVDARIDIS, K. D.; MELLO, C. D. Web buckling study of the behaviour and strength of perforated steel beams with different novel web opening shapes. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 10, p. 1605–1620, 2011.

VASDRAVELLIS, G. et al. The effects of axial tension on the hogging-moment regions of composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 68, n. 1, p. 20–33, 2012a.

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, 2012b.

VIEIRA, H. C. **Numerical analysis of web post buckling due to shear in cellular steel beams**. [s.l.] Federal University of Minas Gerais, 2014.

VLASOV, V. Z. Thin walled elastic beams. **Israel Program for Scientific Translations**, 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, 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.

WARREN, J. **Ultimate Load and Deflection Behaviour of Cellular Beams**. [s.l.] University of Natal, South Africa, 2001.

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, 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, 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. 1, p. 1–29, 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, 2010.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

-
- ZHOU, W.-B.; LI, S.-J.; YAN, W.-J. Practical formulas towards distortional buckling failure analysis for steel–concrete composite beams. **Structural Design of Tall and Special Buildings**, v. 25, n. 18, p. 1055–1072, 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, 2017.
- ZHOU, W. B. et al. Distortional buckling analysis of steel-concrete composite box beams under negative moment. **Huanan Ligong Daxue Xuebao/Journal of South China University of Technology (Natural Science)**, v. 43, n. 2, 2014.
- 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.
- ZIRAKIAN, T.; SHOWKATI, H. Distortional buckling of castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 62, n. 9, p. 863–871, 2006.

APÊNDICE A

ARTIGOS DESENVOLVIDOS

O desenvolvimento da presente dissertação foi fundamentado na elaboração de artigos científicos. No capítulo 2 é apresentado o estado da arte sobre comportamento estrutural de vigas celulares de aço e mistas de aço e concreto, com ênfase no comportamento à Flambagem Lateral com Distorção (FLD). Essa revisão bibliográfica foi desenvolvida em paralelo com o artigo “*Instability modes of steel-concrete composite cellular beams: A review*” submetido na revista *Journal of Constructional Steel Research*. Os capítulos 3 (modelagem numérica), 4 (estudo paramétrico), e 5 (resultados e discussões), são fundamentados no artigo “*Stability behavior of steel-concrete composite cellular beams subject to hogging moment*” publicado na revista *Thin-Walled Structures*, no qual apresenta o estudo de validação do modelo numérico e o estudo paramétrico realizado. Na sequência, são apresentados as referências e os respectivos manuscritos dos artigos publicado e submetido:

- Oliveira, V.M. de, Rossi, A., Ferreira, F.P.V., Martins, C.H. (2022). *Stability behavior of steel – concrete composite cellular beams subjected to hogging moment*. **Thin-Walled Structures**, 173, 108987. <https://doi.org/10.1016/j.tws.2022.108987>.
- Oliveira, V.M. de, Rossi, A., Ferreira, F.P.V., Martins, C.H. (2022). *Instability modes of steel-concrete composite cellular beams: A review*. **Journal of Constructional Steel Research**. (submetido).

Journal of Constructional Steel Research

INSTABILITY MODES OF STEEL-CONCRETE COMPOSITE CELLULAR BEAMS: A REVIEW

--Manuscript Draft--

Manuscript Number:	
Article Type:	Review Article
Keywords:	Composite cellular beams; Lateral distortional buckling; Local buckling modes; Hogging moment.
Corresponding Author:	Carlos Humberto Martins, Ph.D. STATE UNIVERSITY MARINGA Maringá, Paraná BRAZIL
First Author:	Vinicius Moura Oliveira, Ms
Order of Authors:	Vinicius Moura Oliveira, Ms Alexandre Rossi, Ph.D. Felipe Piana Vendramell Ferreira, Ph.D. Carlos Humberto Martins, Ph.D.
Abstract:	The use of steel-concrete composite cellular beams in the construction of multi-storey buildings has the advantages of reducing the floor system's weight, overcoming larger spans, and the passage of ducts, which favors the integration between the services. When using rigid or semi-rigid connections, this structural floor system has better vibration behavior and deflections control due to hogging moment distribution when compared with simply support beams. In this context, the structural behavior becomes complex due to the regions close to the connections. In these regions, the composite cellular beams are subjected to a hogging moment, where the resistance of the beam can be defined by Lateral Distortional Buckling (LDB) combined with local buckling modes. Few investigations, which are present in the literature, have addressed the behavior of this structural system subjected to hogging moment. In addition, the design and calculation recommendation only address LDB verification on steel-concrete composite beams without web openings, thus disregarding the interaction between the buckling modes. This review paper aims to present the highlights of the investigations that addressed this issue. Furthermore, discussions and suggestions for further investigations are presented.
Suggested Reviewers:	<p>Mark A Bradford, PhD Professor, University of New South Wales - Kensington Campus: University of New South Wales m.bradford@unsw.edu.au This researcher intensively investigated the LDB phenomenon.</p> <p>Yasser Sharifi Rafsanjan University of Vali Asr yasser_sharifi@yahoo.com This researcher develops studies on instability phenomena.</p> <p>Mahmoud Hosseinpour, PhD Rafsanjan University of Vali Asr m.hosainpoor@ymail.com The researcher recently published an article on the topic.</p>
Opposed Reviewers:	

Editor in Chief of Journal of Constructional Steel Research

G.A.R. Parke, Ph.D.; B. Young, Ph.D.; R. Ziemian, Ph.D,

Editor,

Hello, I hope you are well

The paper entitled “*Lateral distortional and local buckling modes of steel-concrete composite cellular beams: a review*” was developed to evidence the gap of studies that investigated composite cellular beams subject to negative moment and that the standard procedures to determine the LDB strength do not address composite cellular beams. The paper not only presents the studies that can base future investigations about this issue but also evaluates the standard procedures adaptations to determine the LDB strength of composite cellular beams. The manuscript is submitted for consideration and possible publication in the Journal of Constructional Steel Research. It would be nice of you to kindly check it for possible publication in the Journal.

We are looking forward to hearing about your positive considerations.

Sincerely Yours,



Carlos Humberto Martins, Ph.D.

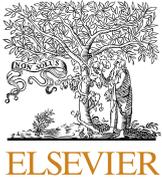
Associate Professor

Civil Engineering Department

State University Maringá, Brazil

Tel.: (+55 44 30114479 and +55 44991255848)

E-mail: chmartins@uem.br



Full length article

Stability behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment

Vinicius Moura de Oliveira^a, Alexandre Rossi^{b,*}, Felipe Piana Vendramell Ferreira^b,
Carlos Humberto Martins^a

^a Department of Civil Engineering, State University of Maringá, Brazil

^b College of Civil Engineering, Federal University of Uberlândia, Brazil

ARTICLE INFO

Keywords:

Composite cellular beams
Lateral distortional buckling
Local failure modes
Hogging moment

ABSTRACT

The present study aims to investigate the behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. A finite element model is developed and validated via ABAQUS software. The I-section dimensions, free span, hogging moment distribution, and the key geometric parameters of cellular beams such as the opening diameter and web post width are varied. In total, 360 models were analyzed. The results are compared with analytical procedures. It was concluded that there were divergences between the comparisons of numerical results with the analytical models. The key parameters of the cellular beams showed a significant influence on the resistant capacity, as well as the failure mode of the models. The I-section dimensions were the parameters that had the greatest influence on the load carrying capacity of the models.

* Corresponding author.

E-mail address: alexandre-rossi@ufu.br (A. Rossi).

<https://doi.org/10.1016/j.tws.2022.108987>

Received 20 November 2021; Received in revised form 17 January 2022; Accepted 20 January 2022

0263-8231/© 2021