

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

FLÁVIA GIMENEZ BERTI

**AVALIAÇÃO DA RIGIDEZ ROTACIONAL DE VIGAS CELULARES
MISTAS DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA (AAR) E CONCRETO DE
ULTRA-ALTO DESEMPENHO (UHPC) EM REGIÕES DE MOMENTO
NEGATIVO**

MARINGÁ
2026

FLÁVIA GIMENEZ BERTI

**AVALIAÇÃO DA RIGIDEZ ROTACIONAL DE VIGAS CELULARES
MISTAS DE AÇO DE ALTA RESISTÊNCIA (AAR) E CONCRETO DE
ULTRA-ALTO DESEMPENHO (UHPC) EM REGIÕES DE MOMENTO
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
2026

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

B543a

Berti, Flávia Gimenez

Avaliação da rigidez rotacional de vigas celulares mistas de aço de alta resistência (AAR) e concreto de ultra-alto desempenho (UHPC) em regiões de momento negativo / Flávia Gimenez Berti. -- Maringá, PR, 2026.

164 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, 2026.

1. Viga mista aço-concreto. 2. Rigidez rotacional. 3. Aço de alta resistência. 4. Concreto de ultra-alto desempenho. 5. Flambagem lateral. 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

FLÁVIA GIMENEZ BERTI

**AValiação da Rigidez Rotacional de Vigas Celulares Mistas
de Aço de Alta Resistência (AAR) e Concreto de Ultra Alto
Desempenho (UHPC) em Regiões de Momento Negativo**

Dissertação de Mestrado apresentada no dia 10/02/2026, 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

Documento assinado digitalmente
 **CARLOS HUMBERTO MARTINS**
Data: 05/03/2026 07:42:35-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

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

Documento assinado digitalmente
 **ALEXANDRE ROSSI**
Data: 05/03/2026 08:16:01-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

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

Documento assinado digitalmente
 **ADENILCIA FERNANDA GROBERIO CALENZANI**
Data: 11/03/2026 11:34:00-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Profa. Dra. Adenilcia Fernanda Grobério Calenzani
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil
Universidade Federal do Espírito Santo

Documento assinado digitalmente
 **RENATO SILVA NICOLETTI**
Data: 05/03/2026 08:22:55-0300
Verifique em <https://validar.iti.gov.br>

Prof. Dr. Renato Silva Nicoletti
Escola de Engenharia de São Carlos
Universidade de São Paulo

À minha falecida avó, Vó Rita.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus por ter permitido que eu superasse tantos desafios com resiliência e sabedoria. A Ele pertence toda minha vida, meus planos e meus sonhos. Ele que me capacitou todos os dias para que chegasse até aqui. Meu maior desejo é que eu possa ser Seu reflexo em qualquer circunstância da minha vida, principalmente nesta. Agradeço também a Sua Mãe, Maria Santíssima, que passou à frente de cada etapa desta travessia, me conduzindo pelos caminhos corretos e me consolando com seu amor de Mãe.

Agradeço aos meus pais, Luciano e Mônica, que sempre estiveram ao meu lado, com apoio emocional, moral e espiritual. Obrigada por intercederem por mim e por sempre acreditarem nos meus sonhos. Obrigada por serem exemplos de pessoas e profissionais para mim. Serei sempre grata por toda educação que me deram.

Agradeço aos meus irmãos, Mariana e Gustavo, por serem verdadeiros companheiros de vida e principalmente, por serem pessoas únicas das quais me orgulho em ser irmã e tenho grande admiração.

Agradeço aos meus amigos de vida, que nunca deixaram de expressar admiração por quem eu sou e pela minha escolha de carreira, e que sempre me incentivam a buscar os meus sonhos. É bom saber que, com vocês, terei sempre um lar.

Agradeço aos meus amigos e colegas do mestrado e da graduação. Estar rodeada de pessoas inteligentes e determinadas me fez buscar, a cada dia, a minha melhor versão. Admiro muito cada um de vocês.

Agradeço de maneira especial aos meus professores Carlos Humberto Martins e Alexandre Rossi, que sempre se colocaram à disposição para me ajudar, me ouvir e principalmente, me orientar. A dedicação, disponibilidade e o conhecimento de vocês foram essenciais ao longo deste caminho. Agradeço também ao professor Vinicius Moura de Oliveira por todo suporte na elaboração deste trabalho e pelos ensinamentos que me ajudaram a evoluir.

Agradeço aos professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil e do Departamento de Engenharia Civil da Universidade Estadual de Maringá, por todo conhecimento compartilhado, que faz com que eu me encante cada vez mais por essa profissão.

Agradeço o apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) – Código de Financiamento 001 e do Conselho Nacional de Desenvolvimento Científico e Tecnológico (CNPq), fundamentais para a realização desta pesquisa.

Por fim, agradeço às pessoas que, de alguma forma, fizeram parte desta travessia, seja com a amizade, companheirismo, conselhos ou pequenas orientações, e que eventualmente não se sentiram contempladas nos primeiros agradecimentos. Como lembra João Guimarães Rosa: *“o real não está na saída nem na chegada: ele se dispõe para a gente é no meio da travessia”*.

“[...]Dai-me a penetração da inteligência, a faculdade de lembrar-me, o método e a facilidade do estudo, a profundidade na interpretação e uma graça abundante de expressão. Fortificai meu estudo, dirigi o seu curso, aperfeiçoai o seu fim, Vós que sois verdadeiro Deus e verdadeiro homem, e que viveis nos séculos dos séculos. Amém.”

Santo Tomás de Aquino

RESUMO

A associação do perfil de aço e laje de concreto, realizada por meio de conectores de cisalhamento, resulta em vigas mistas de aço e concreto, que podem ser dimensionadas como elementos biapoiados, contínuos ou semicontínuos. Nesses dois últimos casos, a verificação na região de momento negativo é essencial para evitar a ocorrência de Flambagem Lateral com Distorção (FLD). Para isso, é indicado normativamente o cálculo do momento crítico elástico, que pode ser determinado por meio do Mecanismo “U” Invertido. Esse mecanismo considera a rigidez rotacional de cada elemento da viga mista, para obter a rigidez do conjunto e simplificar sua aplicação. Os procedimentos adotados pelos códigos normativos não englobam a diversidade de perfis de aço e materiais disponíveis no mercado, podendo ser incertos para alguns tipos de elementos, uma vez que as formulações foram estabelecidas para vigas mistas de perfil de alma cheia e laje de concreto convencional. Dessa forma, este estudo objetiva avaliar numericamente a obtenção da rigidez rotacional de vigas celulares mistas de aço de alta resistência (AAR) e laje maciça em concreto de ultra-alto desempenho (UHPC), na região de momento negativo, propondo um modelo preditivo por meio do treinamento de redes neurais artificiais (RNA). Modelos numéricos que simulam o Mecanismo “U” foram desenvolvidos utilizando o software ABAQUS e validados com base em resultados experimentais da literatura. A análise paramétrica indicou que a flexibilidade rotacional da viga mista é dada, em grande parte, pela rigidez da alma do perfil celular de aço, contribuindo, em média, com 80% da flexibilidade total. O modelo de predição foi treinado a partir dos resultados do estudo paramétrico, conduzindo à uma proposta coerente para determinação da rigidez rotacional das vigas celulares mistas de AAR e UHPC. A avaliação do modelo de predição foi realizada com base em resultados numéricos de modelos simplificados do tipo viga e mola, utilizando-se as rigidezes estimadas pelo modelo de predição. Verificou-se que, quando aplicada a equação de Dias *et al.* (2019) para cálculo do M_{cr} , as rigidezes previstas pelo modelo proposto conduzem à resultados consistentes de Momento Crítico Elástico, com erro relativo médio de 4%.

Palavras-chave: viga celular mista; rigidez rotacional; momento crítico elástico; flambagem lateral com distorção; aço de alta resistência; concreto de ultra-alto desempenho.

ABSTRACT

The combination of a steel profile and a concrete slab, achieved through shear connectors, results in composite steel–concrete beams. Such beams can be designed as simply supported, continuous, or semi-continuous elements. In the latter two cases, verification in the hogging moment region is critical to prevent the occurrence of Lateral Distortional Buckling (LDB). For this purpose, design standards recommend the calculation of the elastic critical moment, which can be determined using the inverted U-frame mechanism. This mechanism considers the rotational stiffness of each component of the composite beam to obtain the overall stiffness, simplifying its application. However, the procedures adopted by current design codes do not encompass the wide diversity of steel profiles and materials available in practice, such as High-Strength Steels (HSS) and Ultra-High-Performance Concrete (UHPC). As a result, these formulations may lead to uncertainties for certain structural systems, since they were originally developed for composite beams with solid-web steel profiles and conventional concrete slabs. In this context, the present study numerically evaluates the rotational stiffness of composite cellular beams composed of HSS steel profiles and UHPC slabs in the hogging moment region. Numerical models were developed using the finite element software ABAQUS and validated against experimental results available in the literature. A parametric analysis of the inverted U-frame mechanism was carried out, indicating that the rotational flexibility of the system is largely governed by the stiffness of the cellular steel profile, which contributes, on average, approximately 80% of the total rotational flexibility. Based on the results of the parametric study, a predictive formulation for the rotational stiffness of composite cellular beams was proposed using Artificial Neural Networks (ANN). The predictive model was trained using the numerical database obtained from the inverted U-frame analyses and demonstrated coherent performance in estimating the rotational stiffness components. The proposed formulation was assessed through a simplified numerical model, and its application within the elastic critical moment equation proposed by Dias *et al.* (2019) resulted in good agreement with numerical results, yielding an average relative error of approximately 4%.

Keywords: Composite cellular beam; rotational stiffness; elastic critical moment; lateral distortional buckling; high-strength steel; ultra-high-performance concrete.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Grau de interação aço-concreto: (a) Nenhuma interação; (b) Interação parcial; (c) Interação completa.....	20
Figura 1.2 – Ocorrência de FLD em vigas mistas	21
Figura 1.3 – Seção considerada na região de momento negativo.....	22
Figura 1.4 – Curvas de resistência para determinação do fator de redução	22
Figura 1.5 – Mecanismo “U” Invertido	23
Figura 1.6 – Viga mista aço e concreto com perfis alveolares	24
Figura 1.7 – Dimensões do perfil celular em comparação ao perfil de alma cheia.....	24
Figura 1.8 – Fluxograma da metodologia.....	28
Figura 2.1 – Modos de falha em vigas mistas sem e com aberturas na alma, nas regiões de momento negativo	31
Figura 2.2 – Resultados dos ensaios de Salah (2009).....	32
Figura 2.3 – Ensaio realizados por Qi <i>et al.</i> (2020).....	34
Figura 2.4 – Disposições dos conectores, estudados por Tong <i>et al.</i> (2022).....	35
Figura 2.5 – Fabricação das vigas mistas analisadas por Hu <i>et al.</i> (2020).....	36
Figura 2.6 – Instrumentação do ensaio de três pontos realizado por Oliveira <i>et al.</i> (2025).....	37
Figura 2.7 – Representação (a) Discreta e (b) Contínua do Mecanismo “U” Invertido.....	38
Figura 2.8 – Mecanismo “U” Invertido	38
Figura 2.9 – Rigidez a flexão da (a) laje fissurada, (b) alma e (c) conexão	39
Figura 2.10 – Montagem do ensaio de Calenzani (2008).....	41
Figura 2.11 – Modelos analisados por Dietrich (2017).....	43
Figura 2.12 – Padrão de abertura das vigas casteladas estudadas por Silva (2021).....	44
Figura 2.13 – Sistema proposto por Roik <i>et al.</i> (1990)	47
Figura 2.14 – Sistema proposto por Hanswille <i>et al.</i> (1998).....	49
Figura 2.15 – Relação tensão versus deformação para diferentes aços.....	53
Figura 3.1 – Distribuição de tensões para momento fletor negativo	56
Figura 4.1 – Mecanismo analisado na validação numérica de Calenzani (2008).....	59
Figura 4.2 – Mecanismo analisado na validação numérica de Qi <i>et al.</i> (2020).....	60
Figura 4.3 – Modelos constitutivos para (a) perfil (b) armaduras (c) conector.....	60
Figura 4.4 – Modelo constitutivo para concreto convencional	61
Figura 4.5 – Modelo constitutivo para compressão do UHPC	62

Figura 4.6 – Modelo constitutivo para tração do UHPC	63
Figura 4.7 – Função hiperbólica de potencial de fluxo	64
Figura 4.8 – Superfícies de escoamento no plano desviatório para Kc variados	65
Figura 4.9 – Elementos finitos do modelo (a) Calenzani (2008) e (b) Qi <i>et al.</i> (2020)	66
Figura 4.10 – Modelo de tensões residuais para perfis soldados.....	67
Figura 4.11 – Interações entre os elementos.....	68
Figura 4.12 – Condições de contorno e carregamento para validação de Calenzani (2008)....	68
Figura 4.13 – Condições de contorno e carregamento para validação de Qi <i>et al.</i> (2020).....	69
Figura 4.14 – Dimensões (em mm) do protótipo U1-P	69
Figura 4.15 – Seções e pontos para coleta das rotações no software Abaqus	70
Figura 4.16 – Calibração dos modelos de Calenzani (2008).....	71
Figura 4.17 – Posição deformada e tensões de Von Mises do protótipo U1-P	72
Figura 4.18 – Detalhe do descolamento da mesa superior	72
Figura 4.19 – Posição deformada e tensões de Von Mises do protótipo U2-P	73
Figura 4.20 – Curva momento versus rotação da laje e alma U1-P	73
Figura 4.21 – Curva momento versus rotação da laje e alma U2-P	74
Figura 4.22 – Dimensões (em mm) do ensaio de Qi <i>et al.</i> (2020).....	74
Figura 4.23 – Calibração do modelo de Qi <i>et al.</i> (2020).....	75
Figura 4.24 – Comparação entre as deformadas para validação do modelo	75
Figura 5.1 – Parâmetros (em mm) propostos para avaliação da rigidez rotacional.....	76
Figura 5.2 – Mecanismo U invertido para parametrização	77
Figura 5.3 – Vista lateral do Mecanismo “U” Invertido	78
Figura 5.4 – Modelo constitutivo de Yun e Gardner para AAR	79
Figura 5.5 – Seções e pontos de coleta para rotação (θ) dos elementos.....	80
Figura 5.6 – Obtenção da rigidez à rotação da alma ($k2, MEF$) e conector ($k3, MEF$).....	80
Figura 5.7 – Obtenção da rigidez à rotação da laje fissurada ($k1$).....	81
Figura 5.8 – Contribuição de cada elemento para flexibilidade rotacional do Mecanismo “U”	83
Figura 5.9 – Influência dos parâmetros da laje (bloco 1) em $k1, FEM$	84
Figura 5.10 – Influência dos parâmetros do perfil (bloco 2) em $k2, FEM$	85
Figura 5.11 – Influência dos parâmetros do bloco 3 em $k3, FEM$	86
Figura 5.12 – Influência dos parâmetros do bloco 3 em $k2, FEM$	87
Figura 5.13 – Nível de fissuração em lajes C50 e UHPC	87
Figura 5.14 – Nível de fissuração em diferentes h_s e a	88

Figura 5.15 – Tensões de Von Mises (em N/mm ²) e fissuração para diferentes tw	88
Figura 5.16 – Comparação da distribuição de tensões (em N/mm ²) em perfis S355 e S690 ...	89
Figura 5.17 – Descolamento da mesa superior	90
Figura 5.18 – Fissuração da laje para viga celular mista e com perfil de alma cheia	92
Figura 5.19 – Comparação do deslocamento (em mm) do mecanismo “U”	93
Figura 5.20 – Comparativo entre rigidezes numéricas e analíticas	93
Figura 6.1 – Distribuição da base de dados para o $k1$ e matriz de correlação	96
Figura 6.2 – Erro quadrático médio durante o treinamento de $k1, pred$	98
Figura 6.3 – Resultado do treinamento de $k1, pred$	98
Figura 6.4 – Distribuição da base de dados para o $k2$ e matriz de correlação	99
Figura 6.5 – Erro quadrático médio durante o treinamento de $k2, pred$	100
Figura 6.6 – Resultado do treinamento de $k2, pred$	100
Figura 6.7 – Correlação entre <i>outputs</i> e <i>inputs</i>	101
Figura 7.1 – Modelo numérico simplificado	103
Figura 7.2 – Distribuição das tensões na seção mista e perfil de aço	104
Figura 7.3 – Condições de contorno para mesa superior do perfil	105
Figura 7.4 – Condições de contorno para extremidades da viga	105
Figura 7.5 – Forças aplicadas ao modelo	106
Figura 7.6 – Modelo na interface do GBTUL	109
Figura 7.7 – Deformadas do modelo B0-500-25	110
Figura 7.8 – Deformada da FLD para o modelo 3	113
Figura 7.9 – Carregamento e condições de contorno para o Caso 1	115
Figura 7.10 – Mcr (kN.m) considerando rigidez da laje infinita, sem deslocamento da LN ..	116
Figura 7.11 – Boxplots para Caso 1	117
Figura 7.12 – Mcr (kN.m) considerando rigidez da laje finita, sem deslocamento da LN	119
Figura 7.13 – Boxplots para o Caso 2	120
Figura 7.14 – Carregamento e condições de contorno para o Caso 3	121
Figura 7.15 – Mcr (kN.m) considerando rigidez da laje infinita, com deslocamento da LN	122
Figura 7.16 – Mcr (kN.m) para o Caso 3, variando apenas posição da LN	123
Figura 7.17 – Influência da posição da linha neutra no Momento Crítico Elástico	124
Figura 7.18 – Boxplots para o Caso 3	124
Figura 7.19 – Mcr (kN.m) considerando rigidez da laje finita, com deslocamento da LN e equação de Dias <i>et al.</i> (2019)	126

Figura 7.20 – M_{cr} (kN.m) considerando rigidez da laje finita, com deslocamento da LN e equação de Roik <i>et al.</i> (1990).....	127
Figura 7.21 – Boxplots para o Caso 4	128
Figura 7.22 – Viga celular mista para resolução do exemplo	130
Figura 7.23 – Seção transversal e detalhe da viga celular mista	131
Figura 7.24 – Interface* de cálculo das rigidezes pelo modelo proposto	132
Figura 7.25 – Deformada do modelo numérico da viga do exemplo	135

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Rigidez da conexão de cisalhamento nos casos de lajes planas (kN/rad).....	41
Tabela 2.2 – Rigidez da conexão de cisalhamento nos casos de lajes mistas (kN/rad).....	42
Tabela 2.3 – Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas com carregamento ao longo do vão	47
Tabela 2.4 – Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas sem carregamento ao longo do vão	48
Tabela 2.5 – Parâmetros de determinação de M_{cr} para vigas com momento aplicado nas extremidades.....	49
Tabela 2.6 - Parâmetros de determinação de M_{cr} para vigas com carga aplicada no meio do vão	49
Tabela 2.7 - Parâmetros de determinação de M_{cr} para vigas com carregamento uniformemente distribuído ao longo do vão.....	50
Tabela 2.8 – Síntese dos métodos apresentados na revisão.....	51
Tabela 3.1 – Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas sem carregamento ao longo do vão, conforme ABNT NBR 8800:2024.....	57
Tabela 3.2 – Valores recomendados para o fator de imperfeição (α_{LT})	58
Tabela 3.3 – Curvas de resistência recomendadas	58
Tabela 4.1 – Parâmetros do CDP para concreto convencional e UHPC	65
Tabela 4.2 – Tipo e dimensão do elemento finito	66
Tabela 4.3 – Propriedade dos materiais utilizados na validação de Calenzani (2008).....	70
Tabela 4.4 – Propriedade dos materiais utilizados na validação de Qi <i>et al.</i> (2020).....	75
Tabela 5.1 – Propriedade dos materiais para estudo da rigidez rotacional.....	78
Tabela 5.2 – Contribuição de cada elemento na flexibilidade rotacional.....	83
Tabela 5.3 – Rigidez da alma para perfis de alma cheia e celular.....	91
Tabela 7.1 – Modelos referência para validação, retirados de Araujo <i>et al.</i> (2022).....	108
Tabela 7.2 – Validação dos modelos pelo GBTUL.....	109
Tabela 7.3 – Validação do modelo numérico simplificado pelo GBTUL.....	110
Tabela 7.4 – Parâmetros adotados na validação adicional do modelo simplificado	111
Tabela 7.5 – Resultado de M_{cr} para os modelos da validação adicional.....	112
Tabela 7.6 – Modelos de FLD e seus respectivos resultados.	113
Tabela 7.7 – Divisão dos grupos do estudo paramétrico.....	114
Tabela 7.8 – Variação de parâmetros para o Caso 1	116

Tabela 7.9 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no	
Caso 1	118
Tabela 7.10 – Variação de parâmetros para o Caso 2	118
Tabela 7.11 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no	
Caso 2	120
Tabela 7.12 – Variação de parâmetros para o Caso 3	121
Tabela 7.13 – Variação de parâmetros para avaliação da influência da linha neutra.....	122
Tabela 7.14 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no	
Caso 3	124
Tabela 7.15 – Variação de parâmetros para o Caso 4	125
Tabela 7.16 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no	
Caso 4	129
Tabela 7.17 – Erro relativo médio das propostas do Caso 4	129
Tabela 7.18 – Propriedades básicas do perfil de aço	133

LISTA DE SÍMBOLOS

b_f	Largura da mesa
b_w	Largura do montante da alma
b_{we}	Largura do montante da alma de extremidade
C_b	Fator de modificação de gradiente de momento fletor
C_w	Constante de empenamento da seção
d_0	Altura da seção do perfil original
d_c	Dano à compressão
d_t	Dano à tração
d_f	Diâmetro das fibras
d	Altura da seção do perfil alveolar
a_0	Diâmetro do alvéolo
E/E_a	Módulo de elasticidade do aço
f_c	Tensão resistente de compressão
f_t	Tensão resistente de tração
f_y	Tensão de escoamento do aço
f_u	Tensão última do aço
G	Módulo de elasticidade transversal do aço
G_f	Energia de fratura do concreto
h_0	Distância entre os centros geométricos das mesas do perfil
h_s	Espessura da laje de concreto
h_w	Altura da alma do perfil
I	Momento de inércia
J	Constante de torção do aço
k_1	Rigidez à flexão da laje fissurada
$k_{1,pred}$	Rigidez da laje fissurada proposta pelo modelo treinado por RNA
k_2	Rigidez à flexão transversal da alma do perfil
$k_{2,pred}$	Rigidez da alma do perfil proposta pelo modelo treinado por RNA
k_3	Rigidez da conexão de cisalhamento
L	Comprimento
L_e	Comprimento embutido das fibras

L_f	Comprimento das fibras
M_{cr}	Momento crítico elástico
$M_{cr,pred}$	Momento crítico elástico obtido com as rigidezes propostas por RNA
M_{pl}	Momento fletor de plastificação total da seção
M_{Rd}	Momento fletor resistente de cálculo
M_{Rk}	Momento fletor resistente característico
M_u	Momento fletor último
p	Espaçamento entre centro dos alvéolos (passo)
t_f	Espessura da mesa
t_w	Espessura da alma
w	Largura de abertura de fissura
W_p	Energia dissipada no arrancamento de fibras
W_x	Módulo de resistência elástico em relação do eixo x
Z_x	Módulo de resistência plástico em relação do eixo x
ε	Deformação específica
σ_c	Tensão de compressão
σ_t	Tensão de tração
τ_{eq}	Resistência aderente equivalente
η	Coeficiente de orientação das fibras
χ	Fator de redução por instabilidade

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	20
1.1	ENUNCIADO DO PROBLEMA	20
1.2	JUSTIFICATIVA	25
1.3	OBJETIVOS	26
1.4	SÍNTESE DA METODOLOGIA	27
2	REVISÃO DE LITERATURA	29
2.1	VIGAS MISTAS EM REGIÃO DE MOMENTO NEGATIVO	29
2.1.1	Vigas mistas com perfis alveolares	30
2.1.2	Vigas mistas com materiais de alta resistência	34
2.2	MECANISMO “U” INVERTIDO	37
2.2.1	Estudo de Calenzani (2008)	40
2.2.2	Estudo de Dietrich (2017)	42
2.3	FORMULAÇÕES PARA RIGIDEZ ROTACIONAL	43
2.3.1	Proposta de Muller <i>et al.</i> (2006)	43
2.3.2	Proposta de Silva (2021)	44
2.4	DETERMINAÇÃO DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO.	45
2.4.1	Formulação de Roik <i>et al.</i> (1990)	46
2.4.2	Formulação de Hanswille <i>et al.</i> (1998)	48
2.4.3	Formulação de Dias <i>et al.</i> (2019)	50
2.4.4	Síntese dos métodos abordados	51
2.5	MATERIAIS DE ALTO DESEMPENHO	52
2.6	UTILIZAÇÃO DE ALGORITMOS DE <i>MACHINE LEARNING</i>	53
3	MÉTODOS NORMATIVOS	55
3.1	MOMENTO RESISTENTE CONFORME ABNT NBR 8800:2024	55
3.2	MOMENTO RESISTENTE CONFORME EUROCODE 4	57
4	VALIDAÇÃO NUMÉRICA	59
4.1	CARACTERÍSTICAS DO MODELO NUMÉRICO	59
4.1.1	Modelos constitutivos	60
4.1.2	Malha	65
4.1.3	Imperfeições físicas e geométricas	66
4.1.4	Superfícies de contato	67
4.1.5	Condições de contorno e carregamento	68

4.2	MODELO CALENZANI (2008)	69
4.3	MODELO QI <i>ET AL.</i> (2020)	74
5	ESTUDO DA RIGIDEZ ROTACIONAL	76
5.1	DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS E MODELAGEM	76
5.2	PROCEDIMENTO PARA OBTENÇÃO DAS RIGIDEZES ISOLADAS	79
5.3	ANÁLISE DOS RESULTADOS	82
5.3.1	Contribuição de cada elemento da viga mista na determinação de kr	82
5.3.2	Influência dos parâmetros geométricos e do material	84
5.3.3	Comparação de k_1 e k_2 com valores analíticos	91
6	REDES NEURAIIS	95
6.1	ESQUEMA DE TREINAMENTO DAS REDES NEURAIIS	95
6.2	RESULTADOS E ANÁLISE DOS MODELOS	96
6.3	IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL DOS MODELOS DE RNA	101
7	MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO	103
7.1	MODELO NUMÉRICO SIMPLIFICADO	103
7.1.1	Elementos utilizados e condições de contorno	105
7.1.2	Propriedade dos materiais	106
7.2	AFERIÇÃO DO MODELO NUMÉRICO	107
7.2.1	Modelagem no GBTUL	108
7.2.2	Modelagem no Abaqus	110
7.2.3	Modelos submetidos à Flambagem Lateral com Distorção	113
7.3	ESTUDO PARAMÉTRICO PARA DETERMINAÇÃO DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO À FLD	114
7.3.1	Estudo paramétrico para o caso 1	115
7.3.2	Estudo paramétrico para o caso 2	118
7.3.3	Estudo paramétrico para o caso 3	120
7.3.4	Estudo paramétrico para o caso 4	125
7.4	ANÁLISE DOS RESULTADOS DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO	129
7.5	EXEMPLO DE APLICAÇÃO	130
8	CONSIDERAÇÕES FINAIS	136
8.1	MECANISMO “U” INVERTIDO	136
8.1.1	Considerações a respeito do treinamento da rede neural	137
8.2	MODELO SIMPLIFICADO COM MOLAS	138
8.3	SÍNTESE DOS PRINCIPAIS RESULTADOS	139
8.4	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	140

1 INTRODUÇÃO

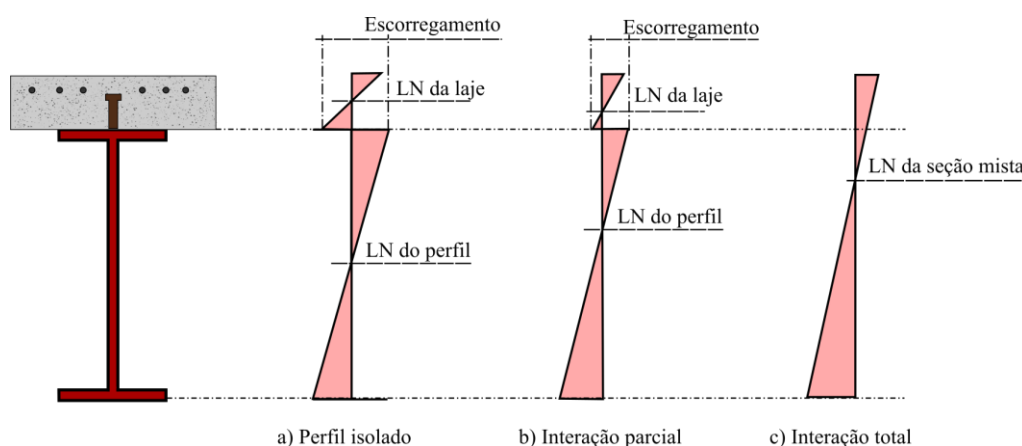
Neste capítulo serão apresentados resumidamente os temas envolvidos na pesquisa, bem como a justificativa, objetivos e metodologia aplicada. Ainda, será feita uma breve explicação quanto ao dimensionamento das vigas mistas de aço e concreto em região de momento negativo.

1.1 ENUNCIADO DO PROBLEMA

As vigas mistas de aço e concreto são definidas na ABNT NBR8800: 2024 pelo trabalho em conjunto do perfil de aço e da laje de concreto sob flexão, em que a mesa superior do perfil de aço é unida à laje, por meio de conectores de cisalhamento. O uso desses conectores reduz o deslizamento relativo entre o perfil de aço e a laje de concreto, podendo ainda eliminar esse efeito, se dimensionados com grau de interação total, situação em que a linha neutra da viga mista é única. Quando dimensionados com grau de interação parcial o deslizamento relativo acontece, porém com menor intensidade que nos elementos sem interação, ou seja, sem ligação mecânica por meio dos conectores de cisalhamento. A Figura 1.1 ilustra a influência desse grau de interação na posição da linha neutra nas vigas mistas.

Figura 1.1 – Grau de interação aço-concreto: (a) Nenhuma interação; (b) Interação parcial; (c)

Interação completa



Fonte: Adaptado de Dietrich (2017)

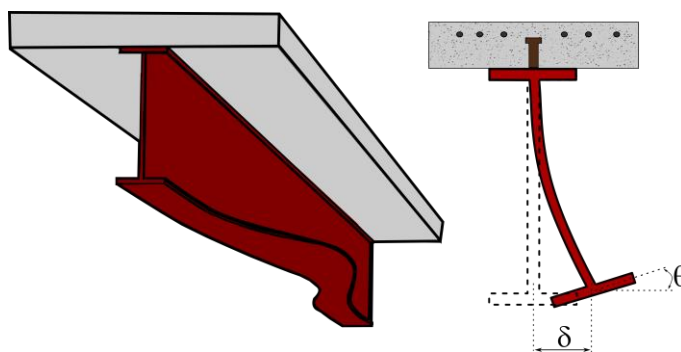
A combinação da laje de concreto e do perfil metálico por meio de uma conexão de cisalhamento garante otimização no projeto por unir as vantagens individuais do concreto, que possui um bom comportamento à compressão, e do aço, que possui significativa resistência à tração. Dessa forma, as estruturas projetadas com vigas mistas de aço e concreto suportam grandes carregamentos e podem também, vencer grandes vãos. Devido a essas vantagens, esses

elementos estruturais são utilizados na construção de pontes, viadutos e até mesmo edifícios, podendo ser dispostos de forma contínua, semicontínua ou simplesmente apoiados na estrutura.

Nas vigas mistas contínuas, o perfil de aço e as armaduras da laje de concreto se prolongam por toda extensão dos apoios internos. De acordo com Johnson (2004) a utilização desse sistema reduz a suscetibilidade de vibração da laje de concreto, garante maior resistência em situações de incêndio e permite maior relação vão/altura para determinados limites de deformação, além de reduzir significativamente os deslocamentos da estrutura. De forma semelhante, nas vigas mistas semicontínuas o perfil de aço não apresenta continuidade total nos apoios, sendo conectado por ligações de resistência parcial. Entretanto, ainda assim permite o uso de um perfil de aço mais leve, levando a uma estrutura mais econômica. Por fim, a ligação flexível do perfil em vigas mistas biapoiadas pode ser considerada como rótula, gerando esforços por meio de ações gravitacionais, apenas com momento fletor positivo. Estas, por sua vez, são ligações mais simples e de menor custo.

O estudo da influência do momento negativo em vigas mistas contínuas e semicontínuas é de extrema importância, uma vez que nessas regiões a ação do esforço comprime a parte inferior do perfil de aço e traciona a laje de concreto. Esse é um desafio específico para a estabilidade estrutural, uma vez que somente a mesa superior do perfil é travada na estrutura, pela laje de concreto, deixando livre a mesa inferior do perfil, que está submetida à esforços de compressão. Nessa situação, a capacidade resistente da viga é comprometida e a mesma fica suscetível à instabilidade lateral, podendo ocorrer a denominada Flambagem Lateral Distorcional (FLD) (Rossi *et al.*, 2020c). Esse modo de falha causa deslocamentos laterais indesejados, para fora do plano de carregamento, e rotação da mesa não restringida, que podem comprometer a integridade da estrutura (Rossi *et al.*, 2020c). A Figura 1.2 ilustra a ocorrência da FLD em vigas mistas de aço e concreto.

Figura 1.2 – Ocorrência de FLD em vigas mistas



Fonte: Autora (2026)

Para a verificação da ocorrência de Flambagem Lateral com Distorção (FLD) em vigas mistas contínuas, de acordo com a norma brasileira ABNT NBR 8800:2024, é necessário determinar um fator de redução (χ) para o Momento Fletor Resistente de cálculo na região de momento negativo ($M_{\overline{Rd}}$). Este é determinado considerando a contribuição apenas do perfil de aço e da seção da armadura longitudinal existente na largura efetiva da laje de concreto, uma vez que a laje é considerada fissurada nessas regiões. Dessa forma, a seção para determinação de $M_{\overline{Rd}}$ é representada na Figura 1.3.

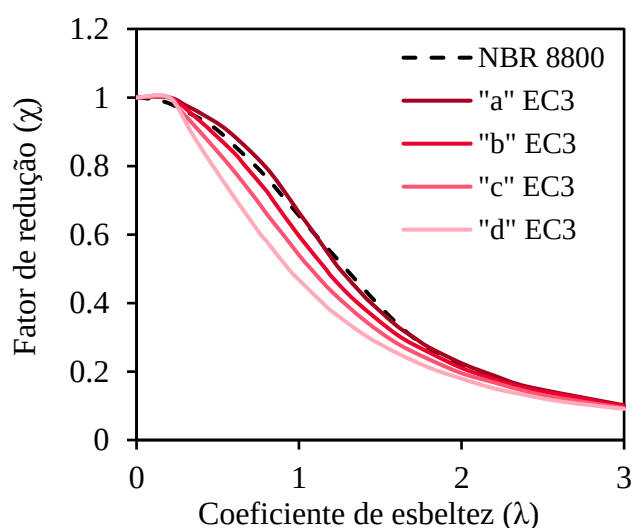
Figura 1.3 – Seção considerada na região de momento negativo



Fonte: Autora (2026)

O fator de redução (χ) é determinado por meio de curvas de resistência à compressão, em função do parâmetro de esbeltez (λ_{FLD}), indicadas na Figura 1.4, que contém as curvas propostas pelas normas ABNT NBR 8800:2024 e EC3-EN 1993-1-1:2022. A determinação de λ_{FLD} é feita pela raiz quadrada da razão entre o Momento Fletor Resistente Característico na região de momento negativo (M_{Rk}) e Momento Crítico Elástico (M_{cr}), como na Equação (1.1).

Figura 1.4 – Curvas de resistência para determinação do fator de redução



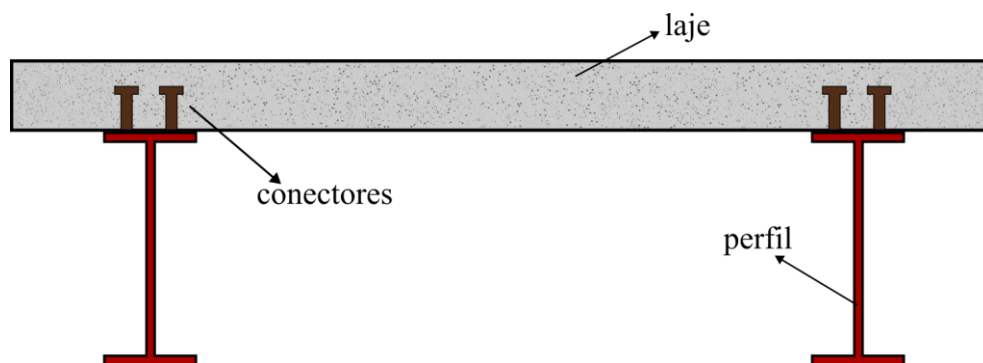
Fonte: Adaptado de ABNT NBR 8800:2024 e EC3-EN 1993-1-1:2022

$$\lambda_{FLD} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr}}} \quad (1.1)$$

As normas ABNT NBR 8800:2024 e EC4-EN 1994-1-1:2026 adotam o Mecanismo “U” Invertido para determinação do Momento Crítico Elástico (M_{cr}). Até sua última versão, a norma brasileira utilizava a formulação proposta por Roik *et al.* (1990), assim como o EC4 de 1992 (ENV 1994-1-1:1992). Atualmente, a ABNT NBR 8800:2024 recomenda a equação proposta por Dias *et al.* (2019), enquanto o EN 1994-1-1:2026 apenas sugere o uso do mecanismo, sem indicar uma formulação específica.

De forma simplificada, o Mecanismo “U” Invertido pode ser representado por duas ou mais vigas de aço adjacentes fixadas à laje de concreto pelos conectores de cisalhamento, como mostra a Figura 1.5. Cada um desses elementos possui sua rigidez individual específica: laje, tomada como fissurada (k_1), alma do perfil (k_2) e conector (k_3). A associação em série dessas rigidezes específicas forma a rigidez rotacional da viga mista como um todo (k_r). Entretanto, as formulações atuais da literatura, decorrentes da utilização desse modelo, foram originalmente desenvolvidas para vigas mistas com perfis de alma cheia, sem considerar alterações geométricas significativas, como a presença de aberturas na alma, nem a utilização de materiais de alta resistência.

Figura 1.5 – Mecanismo “U” Invertido



Fonte: Autora (2026)

Nesse contexto, devido à crescente preocupação com a sustentabilidade na engenharia, a utilização dos perfis com aberturas sequenciais na alma, chamados de perfis alveolares, cresceu consideravelmente nas últimas décadas (Hechler; Müller; Sedlacek, 2006). Esses perfis, que podem ser fabricados com aberturas circulares, hexagonais ou senoidais, caracterizando os perfis celulares, castelados e as vigas angelinas, também podem ser utilizados como um dos elementos da viga mista, como mostra a Figura 1.6. A utilização de vigas celulares mistas permite que maiores vãos, de 12 a 20 metros, sejam vencidos (Lawson; Saverirajan, 2011).

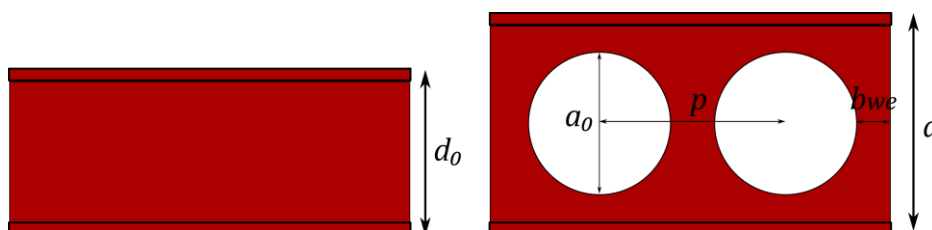
Figura 1.6 – Viga mista aço e concreto com perfis alveolares



Fonte: Oliveira *et al.* (2025)

Pelo processo de fabricação, os perfis alveolares possuem maior altura que os perfis de alma cheia, como mostra a Figura 1.7. A expansão do perfil aumenta significativamente a rigidez para a mesma quantidade de material, permitindo vencer maiores vãos, melhorar a estética e facilitar a compatibilização com projetos e serviços complementares. Por outro lado, as aberturas tornam o perfil mais suscetível aos modos de instabilidade comuns aos perfis de alma cheia, além de propiciarem o surgimento de modos de colapso exclusivos a esse tipo de perfil, necessitando de maior atenção no dimensionamento destes, especificamente nas regiões de momento negativo, em que a viga mista pode sofrer instabilidade por FLD.

Figura 1.7 – Dimensões do perfil celular em comparação ao perfil de alma cheia



Fonte: Autora (2026)

Materiais de alta resistência e desempenho, alinhados aos princípios de sustentabilidade, têm contribuído para a desmaterialização das seções estruturais. O *Ultra High Performance Concrete* (UHPC) destaca-se como um exemplo de material que pode reduzir as seções transversais, garantindo a mesma resistência mecânica, senão maiores (Fan *et al.*, 2024). De forma semelhante, o aço de alta resistência (AAR) proporciona benefícios associados ao aumento da tensão de escoamento, aliados a adequada tenacidade, soldabilidade e ductilidade. Além disso, permite redução no peso próprio da estrutura, facilidade de transporte e fabricação com menor consumo de energia e redução de emissões de CO₂ (Ferreira Filho *et al.*, 2022).

Nesse contexto, o nióbio (Nb) assume papel estratégico na produção de aços de alta resistência, especialmente no Brasil, país que detém as maiores reservas mundiais desse

elemento, conforme dados da Agência Nacional de Mineração (ANM). A adição de pequenas quantidades deste metal às ligas de aço pode resultar em incrementos na ordem de 30% na resistência mecânica, sem alteração significativa do módulo de elasticidade. Além disso, o nióbio contribui de forma significativa para o aumento de resistência à corrosão. Do ponto de vista da sustentabilidade, o uso de aços enriquecidos com nióbio permite a redução do consumo de material, da pegada de carbono e das emissões de gases de efeito estufa. Ademais, a maior resistência e durabilidade desses aços resultam em menor necessidade de manutenção ao longo da vida útil das estruturas (Benedito *et al.*, 2024; Oliveira, 2015; Soldatti, 2015).

No entanto, apesar das vantagens associadas ao uso do AAR, a ocorrência de instabilidades pode limitar o aproveitamento do aumento da resistência ao escoamento, obtido pelo uso do aço de alta resistência, especialmente em vigas mistas alveolares que podem atingir a falha ainda no regime elástico (Günther, 2005). Nesses casos, os benefícios da elevada resistência do aço só se manifestam plenamente quando o elemento estrutural alcança a carga última no regime inelástico, uma vez que o Módulo de Young permanece essencialmente o mesmo para aços convencionais e de alta resistência (Varol; Cashell, 2017).

Diante do exposto, o presente trabalho busca investigar o comportamento da rigidez rotacional, e consequentemente o cálculo do momento crítico elástico, em vigas mistas contínuas de aço de alta resistência e concreto de ultra-alto desempenho (UHPC), considerando perfis de aço celulares e lajes maciças. A pesquisa busca estudar as lacunas para o cálculo da rigidez rotacional desses elementos, uma vez que as equações e proposições já existentes na literatura e normativas abordam, em grande parte, vigas mistas de aço e concreto com perfis de alma cheia e uso de aço e concreto comuns.

1.2 JUSTIFICATIVA

O procedimento para verificação da FLD em região de momento negativo, descrito pela ABNT NBR 8800:2024 e EC4-EN 1994-1-1:2026, não engloba as diversas geometrias e particularidades existentes para os perfis de aço e laje de concreto. Um exemplo são os perfis com aberturas sequenciais na alma e materiais de alta resistência e desempenho. Apesar de tratar das vigas com aberturas na alma, a norma EC3-EN 1993-1-13:2024 foca nos elementos unicamente de aço. As normativas também não consideram a ocorrência simultânea de instabilidades globais e locais, comuns em vigas mistas contínuas. Além disso, as curvas propostas para determinação do fator de redução foram desenvolvidas para elementos unicamente de aço sob compressão axial. Somado a esses fatores, têm-se o estudo de inúmeros

autores que avaliaram de forma numérica ou experimental a ocorrência da FLD em regiões de momento negativo e apontaram inconsistências entre os resultados (Dias *et al.*, 2019; Rossi *et al.*, 2020a, 2020c).

No que se refere aos perfis de aço de alta resistência, a ABNT NBR 8800:2024 aborda somente perfis de aço com resistência ao escoamento de até 450MPa. Já o EC3 (EN 1993-1-12:2007) aborda AAR com limites de escoamento nominal de 460 MPa a 700 MPa, apresentando de forma breve algumas diretrizes de projeto específicas a este material. Ainda, são poucos os estudos existentes para vigas mistas utilizando aço de alta resistência, bem como vigas mistas com a utilização de perfis alveolares, fato que justifica a pesquisa do presente trabalho. Ainda, a aplicação de redes neurais artificiais (RNA) para predizer modelos que avaliem a rigidez rotacional dos elementos da viga mista, torna o presente estudo ainda mais inovador. Como resultado, espera-se aprofundar o entendimento do comportamento desses elementos em regiões de momento negativo, fornecendo modelos de predição mais práticos para a determinação das rigidezes necessárias para cálculo do Momento Crítico à FLD.

1.3 OBJETIVOS

O objetivo geral deste trabalho é avaliar a rigidez rotacional de vigas mistas contínuas em região de momento negativo, considerando perfis celulares de aço de alta resistência (perfis de aço enriquecidos com Nióbio) e laje maciça em concreto de ultra-alto desempenho (UHPC). Busca-se focar no Mecanismo “U” Invertido, avaliando também a obtenção do momento crítico elástico para esse tipo de viga mista, de acordo com os seguintes objetivos específicos:

- 1) Identificar lacunas sobre o fenômeno estudado via revisão bibliográfica;
- 2) Propor um modelo numérico, por meio do programa computacional Abaqus, que seja capaz de representar o comportamento do “U” invertido e os outros fenômenos envolvidos no problema;
- 3) Avaliar a influência de parâmetros físicos e geométricos na rigidez rotacional das vigas celulares mistas AAR-UHPC;
- 4) Propor um modelo de predição, via RNA, para cálculo da rigidez rotacional de vigas celulares mistas AAR-UHPC submetidas a momento negativo;
- 5) Avaliar a obtenção do momento crítico elástico por meio da nova proposta de rigidez rotacional;
- 6) Comparar as formulações de outros autores para determinação do Momento Crítico Elástico e comparar ao modelo proposto neste trabalho.

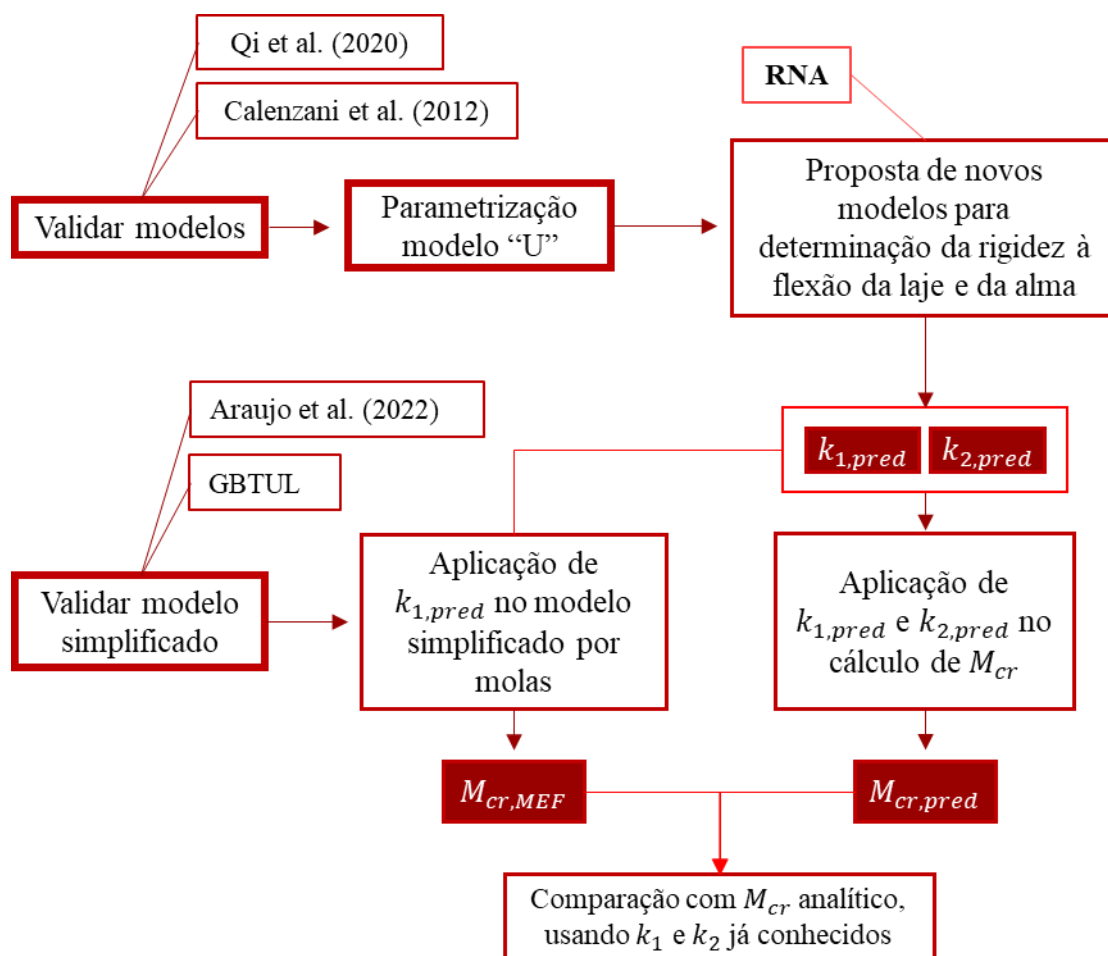
1.4 SÍNTESE DA METODOLOGIA

Este trabalho tem como foco a análise da rigidez rotacional de vigas celulares mistas, utilizando AAR e UHPC. A ferramenta metodológica utilizada é a modelagem numérica por meio do software Abaqus, onde é realizada a calibração dos modelos e estudos paramétricos. A primeira calibração realizada foi a do mecanismo responsável por gerar os resultados de rigidez rotacional da viga mista: Mecanismo “U” Invertido. Esta foi feita com base nos estudos de Calenzani (2008). Para aplicação das propriedades do UHPC no Abaqus, uma vez que os modelos constitutivos do concreto, dentro deste software, são complexos, utilizou-se o estudo de Qi *et al.* (2020) para validação.

Com os modelos calibrados, realizou-se o estudo paramétrico do Mecanismo “U” Invertido, avaliando parâmetros de maior influência na rigidez rotacional e também alimentando um banco de dados para treinamento de um modelo de predição. Esse modelo, feito por meio das Redes Neurais Artificiais (RNA), tem como resposta valores para rigidez à flexão da laje fissurada ($k_{1,pred}$) e da alma do perfil ($k_{2,pred}$), considerando os materiais de alta resistência e as aberturas circulares na alma do perfil.

Os resultados do treinamento da RNA foram aplicados às equações já conhecidas de Momento Crítico Elástico (M_{cr}), que dependem da rigidez rotacional, para avaliação do modelo de predição, chegando a valores de Momento Crítico Elástico preditos ($M_{cr,pred}$). Esses resultados também foram aplicados em modelos numéricos simplificados, a fim de se obter valores de referência para M_{cr} de vigas celulares mistas. Os modelos simplificados foram previamente calibrados via resultados numéricos obtidos no GBTUL, um software acadêmico renomado, que realiza análise de flambagem elástica com base na Teoria Generalizada de Vigas (GBT). Com os resultados numéricos ($M_{cr,MEF}$), preditos ($M_{cr,pred}$) e os resultados de M_{cr} utilizando as formulações e propostas já conhecidas para k_1 e k_2 , foi possível realizar uma comparação das propostas, assegurando que o modelo de predição, treinado via RNA, conduz à resultados consistentes de momento crítico à FLD de vigas celulares mistas. As principais etapas deste trabalho estão detalhadas na Figura 1.8.

Figura 1.8 – Fluxograma da metodologia



Fonte: Autora (2026)

2 REVISÃO DE LITERATURA

Neste capítulo serão apresentados estudos realizados para avaliação das instabilidades de vigas mistas em região de momento negativo, determinação do momento crítico elástico e formulações e propostas para rigidez rotacional. São apresentados trabalhos que utilizaram materiais de alta resistência e desempenho, bem como trabalhos que utilizaram as vigas com aberturas na alma. Por fim, também são expostos alguns estudos que utilizam o treinamento de modelos de predição por meio das Redes Neurais Artificiais (RNA).

2.1 VIGAS MISTAS EM REGIÃO DE MOMENTO NEGATIVO

Os possíveis problemas de instabilidade em vigas mistas sob momento fletor negativo são mais complexos que os modos de falha para perfis unicamente de aço (Rossi, 2021). Estes, por sua vez, são amplamente abordados na literatura, inclusive abrangendo os perfis de aço com aberturas sequenciais na alma. Por outro lado, quando se trata da utilização desses perfis alveolares acoplados à laje de concreto, são poucos e recentes os estudos que abordam seu comportamento perante os principais modos de falha, principalmente no que tange a utilização de materiais de alta resistência e desempenho. Dessa forma, observa-se uma progressão temporal na pesquisa: desde estudos mais antigos que abordam o fenômeno da FLD em vigas mistas contínuas com perfis de alma cheia, a exemplo do trabalho de Johnson e Bradford (1983), que propuseram as primeiras curvas de projeto, até estudos mais recentes que começam a implementar materiais de alta resistência e perfis alveolares na análise do Momento Resistente dessas vigas, como Oliveira *et al.* (2025).

As vigas mistas contínuas com perfis de alma cheia em região de momento negativo, estão suscetíveis a instabilidade por FLD, com uma ou duas curvaturas, podendo falhar também por Flambagem Local na Mesa (FLM), Flambagem Local na Alma (FLA) ou interação entre os modos. Esse tópico é bastante amparado pela literatura, com inúmeros estudos numéricos (Araujo *et al.*, 2022; Rossi *et al.*, 2020b; Zhou; Yan, 2017) e também experimentais (Chen, 1992; Fan, 1990; Tong *et al.*, 2014; Men *et al.*, 2021) que tratam da análise desses modos de falha nas vigas mistas com perfis de alma cheia. Um dos estudos numéricos que avaliou a ocorrência da FLD, foi o de Rossi *et al.* (2020a). Os autores mostraram que há divergência entre os resultados analíticos, quando comparados os resultados obtidos por diferentes propostas, inclusive as normativas. Também mostraram discrepância de resultados quando comparado

com resultados numéricos. Nos estudos experimentais, Tong *et al.* (2014) ganha destaque por analisar a influência da distribuição do momento fletor negativo, bem como do comprimento do vão, presença de enrijecedores, parâmetros de esbeltez e grau de interação da viga mista no fenômeno da FLD. Em sua pesquisa, Tong *et al.* (2014) concluíram que a utilização dos enrijecedores implica no aumento do momento resistente da viga. Além disso, observaram que a FLD ocorre principalmente nos casos de momento fletor uniforme. Por fim, também verificou a possibilidade de falha simultânea de FLD com outras instabilidades locais, como a Flambagem Local da Mesa (FLM).

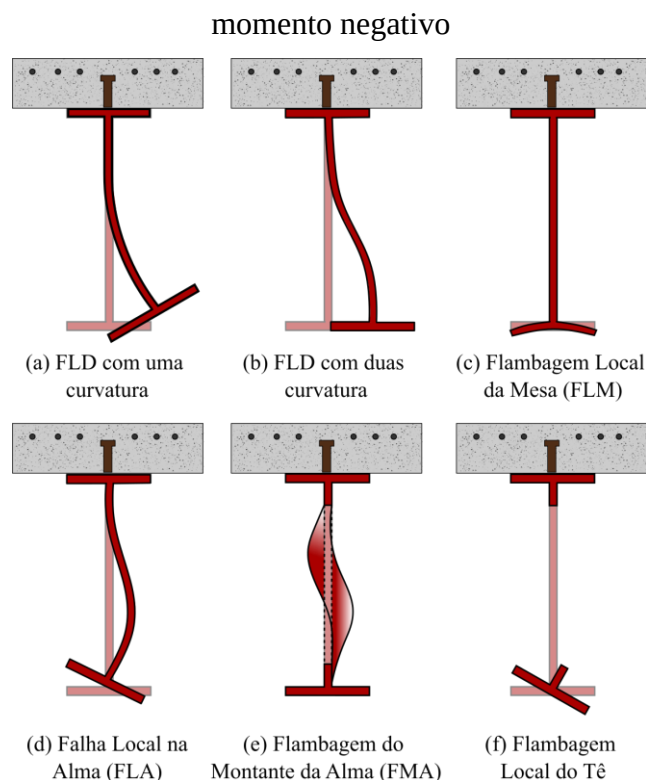
A verificação da ocorrência de FLD em vigas mistas está diretamente ligada ao cálculo do Momento Crítico Elástico, que também foi estudado por inúmeros autores, tendo como fundamento o método da energia e a teoria de barras em base elástica (Rossi, 2021). Dentre os autores que utilizaram a metodologia da teoria de barras em base elástica, está Hanswille *et al.* (1998), que propôs uma nova equação para o cálculo do momento crítico elástico à FLD em vigas mistas aço e concreto para perfis de alma cheia. Roik *et al.* (1990) também propuseram uma equação para determinação do momento crítico elástico à FLD, porém baseando-se no método da energia. O modelo foi desenvolvido por meio do Mecanismo “U” Invertido e para vigas mistas de aço e concreto com perfil de alma cheia e com resistências comuns. A equação proposta foi incorporada à versão inicial da norma europeia (ENV 1994-1-1:1992) e também na antiga versão da norma brasileira (ABNT NBR 8800:2008). Posteriormente, autores como Oliveira *et al.* (2016), Dias *et al.* (2019) e Rossi *et al.* (2021) desenvolveram análises numéricas e comparações que mostraram desvios entre os resultados analíticos pela proposta de Roik *et al.* (1990) e outros autores, com os resultados obtidos por elementos finitos.

2.1.1 Vigas mistas com perfis alveolares

A utilização de perfis alveolares no sistema de viga mista de aço e concreto faz com que estados limites últimos (ELU) exclusivos a esses perfis apareçam e ganhem destaque, como por exemplo Flambagem no Montante da Alma (FMA), Mecanismo de Vierendel (MV) e Flambagem Local do Tê (Kerdal; Nethercott, 1984; Panedpojaman *et al.*, 2014). O estudo desses modos de falha em vigas unicamente de aço, foi realizado por inúmeros autores que abordaram as instabilidades em perfis castelados (Ellobody, 2011; De Oliveira, Cardoso, Sotelino, 2019; Weidlich, Sotelino, Cardoso, 2021; Braga *et al.*, 2021), perfis celulares (Boissonnade; Nseir; Somja, 2024a, 2024b; Correa de Faria *et al.*, 2021; Da Silva; Mesquita, 2024; Grilo *et al.*, 2018; Sonck; Belis, 2015; Sweedan, 2011) e perfis com aberturas senoidais

na alma (De Carvalho et al., 2022, 2023; De Carvalho; Rossi; Martins, 2022; Durif; Bouchair; Vassart, 2013). A Figura 2.1 ilustra os possíveis modos de falha em vigas mistas alveolares e sem aberturas em regiões de momento negativo.

Figura 2.1 – Modos de falha em vigas mistas sem e com aberturas na alma, nas regiões de

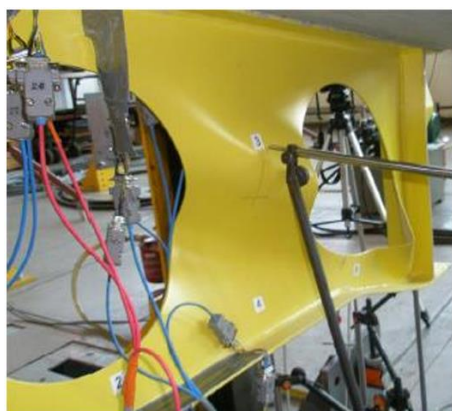


Fonte: Adaptado de Oliveira *et al.* (2023a).

Quanto ao estudo da capacidade resistente de vigas mistas com perfis alveolares em região de momento negativo, Salah (2009) e Gizejowski e Salah (2010) realizaram ensaios experimentais com seis vigas curtas e seis vigas de vãos maiores, variando o padrão de abertura entre circular, hexagonal e retangular. Os modelos físicos possuíam dois vãos, sendo um de alma cheia simplesmente apoiado e outro com as aberturas, em balanço, com o carregamento aplicado na extremidade de forma que ambos os lados estejam submetidos a momento fletor negativo. Nas vigas curtas com aberturas circulares e hexagonais, forças de cisalhamento foram mais críticas que a ação do momento fletor negativo, levando as mesmas à falha por FMA, como mostra a Figura 2.2(a). Por outro lado, as vigas de vãos maiores, falharam por instabilidade global (FLD), como mostra a Figura 2.2(b). Foi observado também menor rigidez inicial nas vigas com menor esbelteza global, uma vez que estas possuem região de momento negativo maior que as vigas menos esbeltas globalmente, ou de menores vãos. Os autores também avaliaram a influência do tipo de aço utilizado (S355 e S420), concluindo que a rigidez das vigas mistas de maiores vãos produzidas com aço menos resistente, reduz mais rapidamente

que aquelas com aço de tensão de escoamento mais elevada. Para as vigas com padrão de abertura retangular, o comportamento não seguiu a mesma lógica, porque muitas vezes a área do montante da alma nessas vigas é menor que nas vigas de aberturas circulares e hexagonais.

Figura 2.2 – Resultados dos ensaios de Salah (2009)



(a) Falha por FMA



(b) Falha por FLD+FMA

Fonte: Salah (2009)

Geng *et al.* (2023) avaliaram a influência da laje de concreto, fator de expansão do perfil castelado e a presença de enrijecedores transversais na capacidade resistente de vigas mistas casteladas em duas condições: somente momento fletor negativo atuando na viga (teste de quatro pontos) e momento fletor negativo atuando junto com esforço cortante (teste de três pontos). Dentre as conclusões do estudo, os autores observaram que sob a primeira condição formou-se uma zona plástica na alma da seção tê comprimida do perfil castelado, resultando na flambagem da mesa na região da abertura. Já com a ação conjunta de flexão e cisalhamento, a tensão ao redor da abertura atingiu o ponto de escoamento, enfraquecendo a restrição na alma da viga e levando a uma falha em forma de S, característica da FMA e MV. Os autores também propuseram equações para determinação da capacidade resistente dessas vigas, considerando o momento de segunda ordem gerado pela ação do cisalhamento nos testes de três pontos. Por fim, observaram que o aumento de 0,47 para 0,6 na razão do diâmetro de abertura (a_0) pela altura do perfil castelado (d) fez com que o momento resistente da viga mista castelada diminuísse em 8,7%.

Por meio de estudos numéricos, Oliveira *et al.* (2022) realizaram análises para avaliar o comportamento de vigas celulares mistas sob momento fletor negativo. Os parâmetros observados foram as dimensões do perfil, tamanho do vão, distribuição de momento fletor e parâmetros-chave relacionados ao perfil celular: diâmetro do alvéolo e distância entre centros dos mesmos (a_0 e p). O estudo identificou que os modelos submetidos a distribuição uniforme de momento tendem à instabilidade por FLD ou interação com escoamento do tê comprimido.

Já os modelos que apresentam influência dos esforços cortantes, ou seja, têm distribuição de momento negativo linear, tendem a falhar por FMA ou interações com outros modos de falha. Os autores concluíram também que a dimensão da seção I é o que mais influencia no momento resistente das vigas celulares mistas estudadas.

Ainda, Oliveira *et al.* (2024b) avaliaram a estabilidade global de vigas celulares mistas e casteladas considerando a variação da amplitude das imperfeições geométricas e distribuição das tensões residuais dos perfis. Os autores analisaram cinco magnitudes de imperfeições iniciais e seis padrões de distribuição das tensões, avaliando também cada efeito isoladamente. Foi observado que o comportamento a flexão é significativamente mais afetado pelo padrão de tensão residual que pela magnitude das imperfeições, sendo a distribuição de tensões compressivas nas mesas a mais crítica, uma vez que impacta na instabilidade da mesa comprimida, que pode sofrer FLD. Os autores ainda elencam padrões de distribuição de tensões residuais e imperfeições geométricas que melhor se adaptam ao modelo estudado por eles, sendo o padrão proposto por Beg e Hladnik (1996) com imperfeição local de $d/100$ o que provém melhor resultado.

Os estudos que abordam a utilização de perfis alveolares se estendem também à determinação do Momento Crítico Elástico. Oliveira *et al.* (2023a) analisaram o comportamento elástico de vigas celulares mistas, comparando resultados de análise numérica elástica com procedimentos de cálculo de M_{cr} e análises numéricas inelásticas. Dentre os resultados, observa-se que o momento crítico é maior nos perfis com menores diâmetro de alvéolos e que a distribuição de momento negativo uniforme sob a viga é o caso mais crítico de análise. Em relação aos procedimentos de cálculo, a proposta de Hanswille *et al.* (1998), considerando o parâmetro β_{ob} da formulação igual à 1, apresentou melhores resultados de razão M_{cr} teórico por numérico, enquanto os procedimentos de Svensson (1985), Williams e Jemah (1987) e da norma australiana, mostraram-se não-conservativos.

Müller *et al.* (2006) abordam o Mecanismo “U” Invertido e avaliam a obtenção da rigidez rotacional de perfis com aberturas circulares na alma. Os autores concluíram que os resultados numéricos são melhores representados se houver uma adaptação no cálculo da rigidez do perfil (k_2). Para as vigas mistas de perfis com aberturas hexagonais na alma, Silva *et al.* (2019) realizaram análises numéricas e também observaram que os resultados são melhores representados se houver uma adaptação na formulação original do k_2 . Nota-se que a adaptação proposta por ambos os trabalhos impacta diretamente no cálculo do momento crítico elástico dessas vigas, gerando resultados diferentes de capacidade última desses elementos quando comparados aos processos de verificação normatizados.

2.1.2 Vigas mistas com materiais de alta resistência

No que se refere à incorporação de materiais de alta resistência nas vigas mistas, o estudo de Qi *et al.* (2020), consistiu no ensaio de duas vigas mistas aço-concreto sob momento negativo, com o objetivo de analisar o comportamento da laje de UHPC. As vigas diferenciavam-se pelo tipo de concreto da laje, sendo uma delas moldada com concreto normal e outra, UHPC. Ambas falharam por flambagem local do perfil metálico, sendo que a primeira resultou em nível de carregamento associado ao início da fissuração bem menor que a segunda. A Figura 2.3 mostra o esquema de ensaio realizado pelos autores: ensaio de flexão em quatro pontos. Em relação a carga última, não se observou ganhos significativos, porém em termos de deformação, notou-se que a viga mista aço-UHPC teve um desempenho estrutural superior, apresentando menores deformações e melhor capacidade de controle de fissuras.

Figura 2.3 – Ensaio realizados por Qi *et al.* (2020)

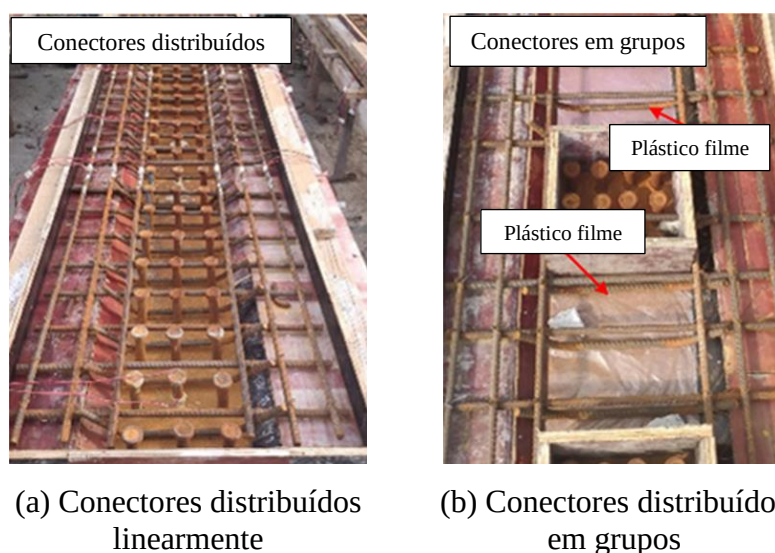


Fonte: Qi *et al.* (2020)

Wan *et al.* (2022), investigaram o uso de uma camada fina de concreto de ultra-alto desempenho (UHPC) para reforçar lajes de concreto em pontes de viga mista de aço-concreto na região de momento negativo. Foram realizados testes experimentais e simulações numéricas para avaliar o impacto do tipo de concreto de sobreposição, arranjo das barras de aço de cisalhamento e presença de telas de arame no desempenho estrutural. Os resultados mostraram que as sobreposições de UHPC aumentaram significativamente a rigidez à flexão e a resistência à fissuração das vigas. Além disso, o estudo buscou desenvolver um modelo analítico para prever a resistência a ruptura de lajes compostas de UHPC-NC (concreto normal) sob momento negativo, visando fornecer referências para a aplicação de revestimentos de UHPC em pontes de vigas mistas de aço e concreto contínuas.

Tong *et al.* (2022) estudaram vigas mistas AAR-UHPC, analisando diferentes disposições e quantidade de conectores, como mostra a Figura. Para as vigas com grau de conexão completo, o modo de falha observado foi a fissuração da laje de concreto, mais evidente na viga com conectores dispostos em grupos. Os resultados mostraram que a rigidez ao cisalhamento dos conectores diminuiu mais rapidamente nas vigas com conectores em grupos, ainda que, sob o mesmo grau de conexão de cisalhamento, o arranjo dos pinos não tenha impacto significativo na capacidade de flexão e deslocamento vertical (flecha). Os autores também observaram que, sob mesmo carregamento, o deslocamento vertical do meio do vão e o deslizamento na interface aço-concreto nas vigas com pinos distribuídos foi menor do que nas vigas com conectores agrupados. Numericamente, os autores compararam a capacidade resistente da viga mista com AAR e UHPC, com uma viga mista de AAR e concreto convencional C60, observando que a capacidade resistente da primeira foi 18% maior.

Figura 2.4 – Disposições dos conectores, estudados por Tong *et al.* (2022)



Fonte: Tong *et al.* (2022)

Zhao *et al.* (2024) realizaram testes de flexão de três pontos em vigas mistas compostas de aço e UHPC com diferentes taxas de armadura, sob momentos negativos. Um dos objetivos da pesquisa era avaliar a taxa de armadura apropriada para vigas aço-UHPC e verificar a aplicabilidade dos métodos de cálculo de fissuração existentes. Observaram que aumentar a taxa de reforço não aumentou a carga de fissuração das vigas compostas, mas controlou ligeiramente o desenvolvimento de fissuras e a largura das fissuras na fase de carga tardia, por isso é proposto que a taxa de armadura para esse tipo de elemento seja de até 4%.

Guan *et al.* (2024) realizaram ensaios experimentais em duas lajes para avaliar a influência da substituição parcial do concreto convencional por UHPC em vigas mistas na região de momento negativo. No estudo, os autores verificaram que o modo de falha da viga

totalmente em concreto comum e parcialmente em UHPC é o mesmo, destacando vantagens principalmente na capacidade do UHPC em controlar a propagação das fissuras na laje. Foi enfatizado que por mais que a capacidade de carga final da viga mista tenha um aumento de 6,4%, a principal vantagem é justamente relacionada à fissuração, uma vez que na laje convencional a máxima abertura de fissura foi de 0,4 mm e na laje com substituição parcial de UHPC, foi 0,17 mm. Ainda, os autores realizaram análises paramétricas para verificar a influência de outros parâmetros na capacidade resistente das vigas mistas, indicando que a seção transversal do perfil de aço deve ser prioridade no dimensionamento, se utilizada as vantagens de substituição parcial do concreto comum por UHPC.

Hu *et al.* (2020) analisaram experimentalmente vigas mistas de aço-concreto e aço-UHPC, com aplicação de *Shear Pockets* de UHPC em ambas. A Figura 2.5 mostra a fabricação dessas vigas. Dentre as observações do estudo, foi identificado que a carga de fissuração da viga com UHPC aumentou 33,4% em comparação com a viga de concreto comum. Esse resultado demonstra a capacidade do UHPC em controle de fissuras. Ainda, o modo de falha observado nas duas vigas foi diferente, sendo a primeira caracterizado por esmagamento do concreto e a segunda, pelo escoamento do aço. Além disso, uma análise numérica paramétrica mostrou que a resistência da viga de aço influenciou pouco a rigidez à flexão, mas teve um impacto significativo na capacidade final de flexão. Com a variação do aço de S235 para S800, a resistência final aumentou em 95,9%, indicando que a adoção de aços de alta resistência tem um efeito mais expressivo na resistência à flexão do que o uso de UHPC.

Figura 2.5 – Fabricação das vigas mistas analisadas por Hu *et al.* (2020)



(a) Fabricação da forma da laje



(b) *Shear Pockets*



(c) Preenchimento das *Shear Pockets* com UHPC

Fonte: Hu *et al.* (2020)

Ainda, Oliveira *et al.* (2025) investigaram a Flambagem no Montante de alma (FMA) em vigas mistas casteladas de aço e UHPC. Pelos testes experimentais de três pontos realizados, os autores identificaram que o fenômeno da FMA limita a capacidade resistente dessas vigas,

embora apresentem maior rigidez à flexão inicial e maiores cargas últimas do que aquelas com lajes de concreto convencional. As vigas casteladas mistas de aço-UHPC ensaiadas, falharam por FMA associada ao Mecanismo de *Vierendeel* (MV). Os autores também observaram que a geometria das aberturas não apenas influencia, mas define o mecanismo de colapso predominante. O comprimento do tê governa o MV, enquanto a largura do montante de alma governa a FMA. Nos testes experimentais foram utilizados perfis castelados de aço ASTM A572 Gr 60 e armaduras longitudinais com tensão de escoamento de 700 MPa. Os conectores de cisalhamento empregados também foram de alta resistência. A Figura 2.6 apresenta a instrumentação do ensaio realizado pelos autores.

Figura 2.6 – Instrumentação do ensaio de três pontos realizado por Oliveira *et al.* (2025)



Fonte: Oliveira *et al.* (2025)

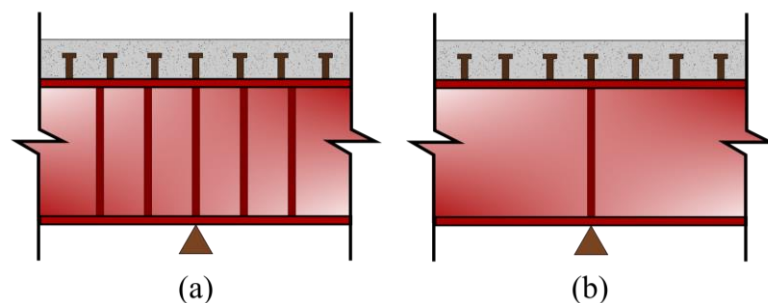
Partindo do estudo experimental citado, Oliveira (2025) realizou uma ampla investigação numérica sobre a estabilidade global e local de vigas mistas alveolares contínuas sob momento negativo, com ênfase na possibilidade de desmaterialização das seções por meio do uso de perfis de AAR e lajes de UHPC. Os resultados indicaram reduções de até 55% no volume de aço da seção metálica e aproximadamente 33% no volume de concreto da laje, mantendo níveis adequados de rigidez inicial e capacidade resistente. O estudo evidencia que a instabilidade passa a governar o limite da otimização estrutural, ressaltando a importância de análises numéricas avançadas para a correta avaliação do potencial de desmaterialização de vigas mistas sob momento negativo.

2.2 MECANISMO “U” INVERTIDO

Na literatura, o Mecanismo “U” Invertido pode ser classificado como discreto ou contínuo, sendo o primeiro caracterizado pela presença de enrijecedores verticais soldados à alma na região do momento negativo, perto dos apoios internos. Já o segundo é caracterizado

pela presença enrijecedores verticais e contraventamentos laterais apenas no apoio interno. A Figura 2.7 ilustra essa diferença.

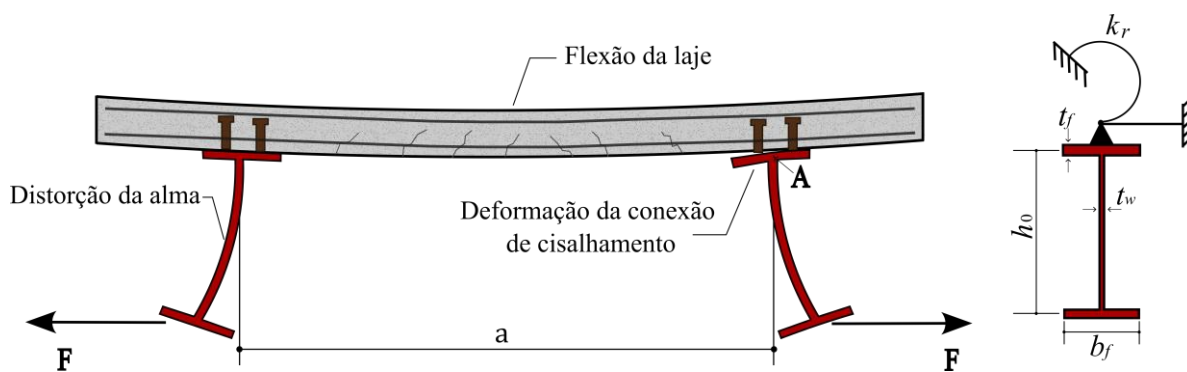
Figura 2.7 – Representação (a) Discreta e (b) Contínua do Mecanismo “U” Invertido



Fonte: Adaptado de Calenzani (2008)

A norma brasileira caracteriza o Mecanismo “U” como a associação de uma ou mais vigas adjacentes de aço fixadas à laje de concreto por meio dos conectores de cisalhamento. A utilização desse mecanismo para representar o comportamento da viga mista à FLD é adequada por retratar as restrições ao deslocamento lateral e à torção impostas à mesa inferior do perfil de aço por meio da alma, conexão de cisalhamento e laje. Essa influência na resistência à FLD é simulada aplicando um apoio e uma mola na mesa superior do perfil de aço, como mostra a Figura 2.8, sendo a rigidez dessa, dada por unidade de comprimento da viga e determinada em relação ao centro geométrico da seção da mesa superior (Ponto A). De maneira geral, a rotação neste ponto, pode ser aproximada pela razão do deslocamento lateral e a distância entre os CG das mesas do perfil. Já o momento, é tomado pelo produto da força aplicada pela distância (h_0), resultando na Equação (2.1) (ABNT NBR8800, 2024; Dietrich, 2017).

Figura 2.8 – Mecanismo “U” Invertido



Fonte: Adaptado de EC4-EN 1994 1-1:2026

$$k_r = \frac{F h_0}{\delta / h_0} \quad (2.1)$$

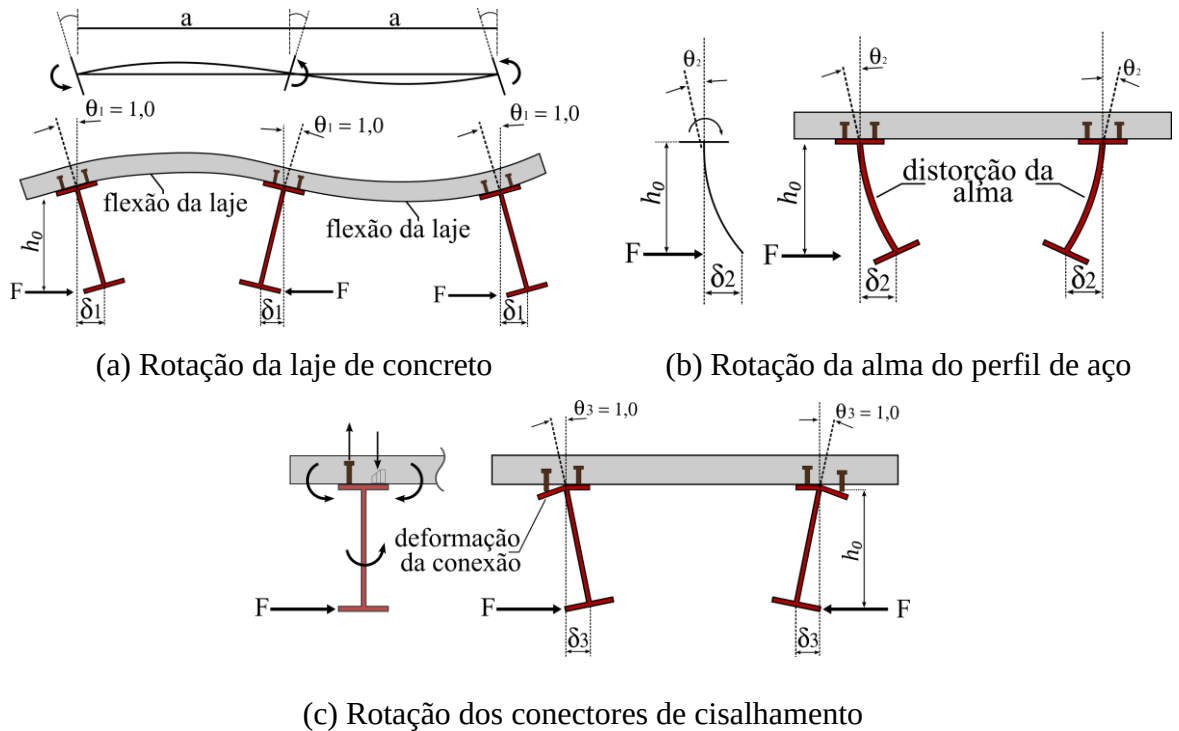
Para simplificar o processo de cálculo descrito, as normativas sugerem que as rigidezes sejam calculadas isoladamente para cada elemento: laje fissurada (k_1), alma do perfil (k_2) e

conector de cisalhamento (k_3). Depois, é feita a associação em série dessas rigidezes, como mostra a Equação (2.2).

$$\frac{1}{k_r} = \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} + \frac{1}{k_3} \quad (2.2)$$

No cálculo de k_1 , a laje é considerada como uma viga engastada nos perfis de aço, sendo que os momentos que surgem ao aplicar rotações unitárias nesses engastes, equivalem à rigidez desejada. Para k_2 , considera-se a alma como uma placa livre no centro geométrico da mesa inferior e engastada no centro geométrico da mesa superior, submetida a uma força F no sentido de fechar o mecanismo. Já a rigidez relacionada ao conector, é correspondente ao momento atuante no centro geométrico da mesa superior ao se impor uma rotação unitária na ligação entre perfil de aço e laje de concreto. A Figura 2.9 ilustra essas considerações descritas, para facilitar o entendimento das equações, detalhadas mais à frente.

Figura 2.9 – Rigidez a flexão da (a) laje fissurada, (b) alma e (c) conexão



Fonte: Adaptado de Calenzani (2008)

De maneira geral, a rigidez rotacional da laje fissurada (k_1) é dada pela Equação (2.3). Já a rigidez rotacional da alma do perfil (k_2) é calculada relacionando a força F aplicada com o deslocamento lateral do perfil (δ_2). Assim, obtém-se a Equação (2.4), que pode ser rearranjada com base na Equação (2.1), resultando na Equação (2.5).

$$k_1 = \frac{\alpha(EI)_2}{a} \quad (2.3)$$

$$\frac{F}{\delta_2} = \frac{3D}{h_0^3}, \text{ sendo } D = \frac{E_a t_w^3}{12(1 - \nu_a^2)} \quad (2.4)$$

$$k_2 = \frac{E_a t_w^3}{4h_0(1 - \nu_a^2)} \quad (2.5)$$

Onde:

α : Igual a 2 para vigas de borda, com ou sem balanço, e a 3 para vigas internas;

$(EI)_2$: Rigidez à flexão da seção da laje fissurada, por unidade de comprimento da viga;

a : Distância entre vigas de aço paralelas;

E_a : Módulo de elasticidade do aço;

t_w : Espessura da alma do perfil;

ν_a : Coeficiente de Poisson do aço.

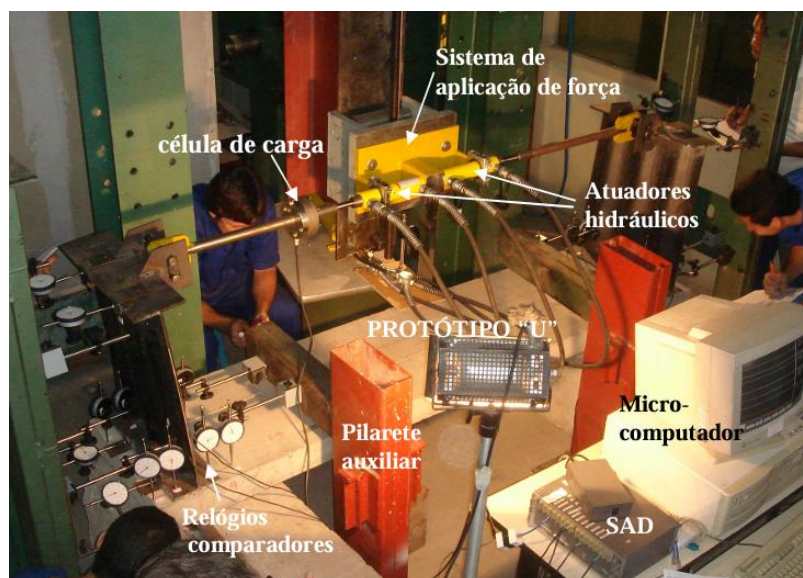
A rigidez rotacional dos conectores é desprezada pela norma brasileira e outras normas, como será visto no Capítulo 3, em que as normativas serão melhor detalhadas. Por essa razão, o cálculo da rigidez rotacional da viga mista, em termos gerais, é dado pela Equação (2.6).

$$k_r = \left(\frac{a}{\alpha(EI)_2} + \frac{4 h_0 (1 - \nu_a^2)}{E_a t_w^3} \right)^{-1} \quad (2.6)$$

2.2.1 Estudo de Calenzani (2008)

Calenzani (2008) avaliou a rigidez rotacional de vigas mistas contínuas de aço e concreto, utilizando perfis de alma senoidal, laje de concreto maciça e laje mista de aço e concreto. Realizou análises experimentais em 4 vigas mistas com o Mecanismo “U” Invertido contínuo, sendo duas com a laje maciça (U1-P e U2-P) e duas com a laje mista (U1-M e U2-M), diferenciadas entre si pelo número de linhas de conectores. A Figura 2.10 mostra todo o esquema de ensaio utilizado pela autora. Após realizados os testes experimentais, todos os modelos foram validados no software Ansys. Inúmeras análises numéricas foram realizadas, a fim de se observar a influência da variação de parâmetros nas rigidezes rotacionais de cada elemento e propor uma formulação, ou ajuste de formulação, para a rigidez rotacional da alma (k_2) de perfis senoidais. A rigidez à flexão da laje fissurada e dos conectores também foi avaliada numericamente

Figura 2.10 – Montagem do ensaio de Calenzani (2008)



Fonte: Calenzani (2008)

O autor realizou Dentre os resultados obtidos por Calenzani (2008) destaca-se que para as vigas mistas com perfis de alma senoidal, a rigidez da conexão de cisalhamento não pode ser desprezada, como acontece nas vigas mistas com perfis de alma cheia Foi observada uma contribuição de 15 % nas vigas mistas com lajes planas e 24 % nas vigas mistas com lajes mistas. Por isso, foi proposto o uso da Tabela 2.1 e Tabela 2.2 para determinação desta rigidez (k_3), construídas de tal forma que os valores obtidos analiticamente nunca superem os resultados numéricos obtidos. As tabelas auxiliam na determinação de $k_{3,p}$ para o caso das vigas mistas com perfil senoidal e lajes planas e também, para lajes mistas.

Tabela 2.1 – Rigidez da conexão de cisalhamento nos casos de lajes planas (kN/rad)

Espessura da mesa em contato com a laje t_f (mm)	Largura da mesa em contato com a laje b_f (mm)	Espaçamento longitudinal entre os conectores $s \leq 201,5$ mm		Espaçamento longitudinal entre os conectores $201,5 \text{ mm} \leq s \leq 403$ mm	
		1 conector	2 ou mais conectores	1 conector	2 ou mais conectores
≥ 16 e ≤ 19	≥ 250	6000	15600	4000	6300
≥ 16 e ≤ 19	≥ 125 e < 250	5500	10800	3400	4500
≥ 8 e < 16	≥ 250	1750	2700	1100	1250
≥ 8 e < 16	≥ 125 e < 250	1700	2100	1100	1050
$\geq 6,3$ e < 8	≥ 125 e < 250	1300	1350	850	650

Tabela 2.2 – Rigidez da conexão de cisalhamento nos casos de lajes mistas (kN/rad)

Espessura da mesa em contato com a laje t_f (mm)	Largura da mesa em contato com a laje b_f (mm)	Espaçamento longitudinal entre os conectores $s \leq 201,5$ mm		Espaçamento longitudinal entre os conectores $201,5 \text{ mm} \leq s \leq 403$ mm	
		1 conector	2 ou mais conectores	1 conector	2 ou mais conectores
≥ 16 e ≤ 19	≥ 250	4000	8000	2800	3500
≥ 16 e ≤ 19	≥ 125 e < 250	3200	5200	2100	2800
≥ 8 e < 16	≥ 250	1200	1800	900	950
≥ 8 e < 16	≥ 125 e < 250	1050	1300	950	900
$\geq 6,3$ e < 8	≥ 125 e < 250	800	850	750	600

Para a laje de concreto não foram feitas modificações na formulação usual de cálculo de k_1 , propondo a utilização das equações já conhecida. Porém, por se tratar do perfil com alma senoidal, Calenzani (2008) propôs a utilização de um coeficiente de redução adimensional para o cálculo de k_2 destes perfis. A nova formulação fica como descrita nas Equação (2.7) e (2.8).

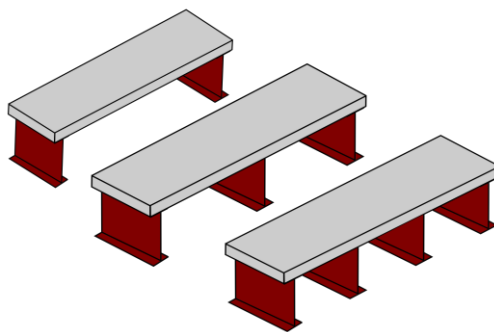
$$k_2 = \alpha_{red} \frac{0,4 E_a b_w^2 t_w}{h} \quad (2.7)$$

$$\alpha_{red} = 552746 \cdot 10^{-6} - 128064 \cdot 10^{-6} \frac{(t_{f \max} - t_f)}{t_w} - 212 \cdot 10^{-6} \frac{(h_{\max} - h)}{t_w} + 9255 \cdot 10^{-6} \frac{(t_{f \max}^2 - t_f^2)}{t_w^2} \quad (2.8)$$

2.2.2 Estudo de Dietrich (2017)

Dietrich (2017) avaliou o procedimento da ABNT NBR 8800:2008 para determinação da rigidez rotacional em vigas mistas com laje de concreto maciça e perfil de aço de alma plana não enrijecida, ou seja, considerando o Mecanismo “U” Invertido contínuo. O autor realizou um estudo puramente numérico, calibrado por meio dos estudos experimentais de Calenzani (2008), por meio do software ANSYS, analisando vigas mistas contínuas de borda e internas e verificando a contribuição individual de cada rigidez isoladamente para com a rigidez rotacional (k_r). A Figura 2.11 ilustra alguns dos modelos analisados pelo autor, que enfatizou principalmente a influência da rigidez rotacional da laje de concreto, considerando as duas disposições de vigas: internas e de borda. Também realizou análises considerando cargas no sentido de fechar e abrir o Mecanismo “U” Invertido, além de fazer considerações sobre a simulação deste mecanismo no software como elementos hiperestáticos ou isostáticos.

Figura 2.11 – Modelos analisados por Dietrich (2017)



Fonte: Adaptado de Dietrich; Calenzani; Fakury (2019)

O autor apontou que os resultados analíticos para rigidez rotacional da laje melhor se ajustam aos resultados numéricos adotando o valor de α igual a 1,71, para as vigas de borda. Para a rigidez rotacional da alma do perfil, observou-se boa concordância, enquanto os resultados de rigidez rotacional da conexão de cisalhamento apresentaram-se insignificantes para a rigidez rotacional da viga mista, consideração já adotada pela norma brasileira, que despreza sua contribuição no cálculo de k_r . Em vigas mistas internas, o coeficiente α igual a 3 mostrou-se adequado para até três vigas adjacentes. Porém, os valores numéricos se desviaram dos analíticos ao considerar α igual a 4 (para quatro ou mais vigas adjacentes), sugerindo que um coeficiente α constante para múltiplas vigas internas poderia ser mais apropriado, conforme apontado pelos valores máximos de desvio encontrados.

2.3 FORMULAÇÕES PARA RIGIDEZ ROTACIONAL

Alguns autores propuseram modificações nas atuais fórmulas de cálculo das rigidezes rotacionais dos elementos da viga mista. Fórmulas estas, presentes nas normas brasileira e europeia, que foram determinadas considerando perfis de alma cheia e laje em concreto convencional. Como mencionado anteriormente, Müller *et al.* (2006) e Silva (2021) estudaram os perfis alveolares e castelados, propondo modificações nas formulações de rigidez da alma do perfil, para maior assertividade no dimensionamento desses elementos com aberturas sequenciais na alma. Esta seção visa detalhar um pouco mais seus estudos e suas formulações.

2.3.1 Proposta de Muller *et al.* (2006)

O estudo de Müller *et al.* (2006) foi um dos primeiros a abordar a verificação da ocorrência de FLD em vigas celulares mistas. Sua proposta é uma adaptação da norma europeia EN-1994-1-1-2004, para determinação da rigidez rotacional da alma (k_2) de perfis celulares,

ou então perfis com somente uma abertura retangular na alma. A forma geral da equação está exposta na Equação (2.9) e as Equações (2.10) e (2.11) são usadas respectivamente para perfis com somente 1 abertura retangular na alma e perfis com aberturas circulares sequenciais na alma. Nessas equações d é o diâmetro da abertura circular, s o espaçamento entre alvéolos e L_{hole} o tamanho da abertura retangular. O cálculo do Momento Crítico Elástico, conforme os autores, é determinado por meio da proposta de Hanswille *et al.* (1998).

$$k_2 = K_{hole} \frac{E_a t_w^3}{4(1 - \nu_a^2) h_s} \quad (2.9)$$

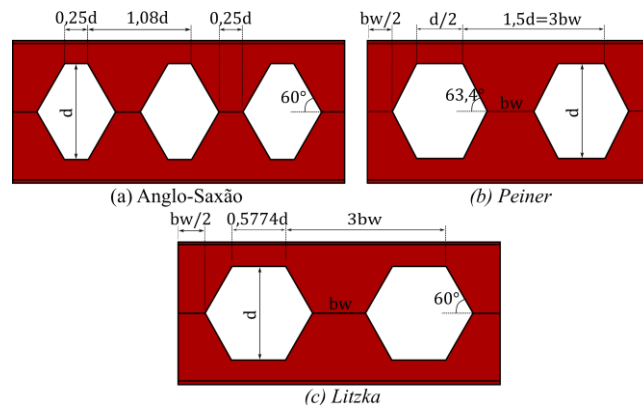
$$K_{hole} = 1 - \frac{2L_{hole}}{L} \quad (2.10)$$

$$K_{hole} = 1 - \frac{3d}{4s} \quad (2.11)$$

2.3.2 Proposta de Silva (2021)

Em sua tese de doutorado, Silva (2021) realizou um estudo numérico para obter um novo procedimento de cálculo do Momento Resistente à FLD e Momento Crítico Elástico de vigas mistas casteladas com padrão *Anglo-Saxon*, *Peiner* e *Litzka*, representadas na Figura 2.12. Para tanto, foi elaborada uma equação analítica para o cálculo da rigidez rotacional da alma desses perfis. No estudo paramétrico, tendo em vista que a rigidez à flexão da alma do perfil tem grande influência na rigidez rotacional, foram simulados inúmeros modelos considerando a alma do perfil como uma placa em balanço com a extremidade fixa no centroide da mesa superior e livre no centroide da mesa inferior. A altura dessa placa equivale à distância do centro geométrico das mesas superior e inferior do perfil já expandido. A força aplicada no modelo é distribuída nos nós da extremidade inferior da placa e as condições de contorno são impostas de tal forma que simulem o perfil completo, com as mesas.

Figura 2.12 – Padrão de abertura das vigas casteladas estudadas por Silva (2021)



Fonte: Adaptado de Silva (2021)

Além do padrão de abertura, as vigas simuladas variavam a altura final pós expansão, número de aberturas e esbeltez da alma. A validação dessa paramétrica foi feita com a simulação das placas considerando o perfil de alma cheia e comparando os resultados numéricos com os resultados analíticos, obtidos pela equação padrão de k_2 , indicada na Equação (2.5). Como resposta nas análises das vigas casteladas, a autora percebeu uma relação linear entre os valores de k_2 numéricos e analíticos, propondo coeficientes de ajuste de valores 0,53 para *Anglo-Saxon* e *Litzka* e 0,54 para *Peiner*, como mostra a Equação (2.12). Os resultados apresentaram desvios inferiores a 2%.

$$k_{2,cast} = \gamma \frac{E_a t_w^3}{4(1 - \nu_a^2)h_0} \quad (2.12)$$

no qual γ tem valores:

$$\gamma = \begin{cases} 0,53 & \text{Anglo-Saxon} \\ 0,53 & \text{Litzka} \\ 0,54 & \text{Peiner} \end{cases}$$

Em relação ao estudo do Momento Crítico Elástico (M_{cr}), Silva (2021) baseou-se na equação proposta por Dias *et al.* (2019), desenvolvida com base na teoria de vigas apoiadas em barras de base elástica. Foi observado que a determinação do M_{cr} pode ser feita por meio das propriedades das vigas castelada, utilizando a equação de k_2 proposta pela autora. No estudo do Momento Resistente a FLD, uma equação simplificada do índice de esbeltez foi proposta, de forma que não seja necessário o cálculo do momento crítico elástico. Essa proposta é ligeiramente restrita a faixa de valores analisados pela autora na análise paramétrica.

Na mesma linha do estudo desenvolvido por Silva (2021), Silva *et al.* (2020) propuseram uma equação de cálculo para k_2 , considerando apenas as vigas casteladas com padrão de aberturas *Anglo-Saxon* e utilizando a altura entre os centroides das mesas, para se assemelhar à proposta existente na norma europeia. Como resultado, os autores obtiveram a Equação (2.13).

$$k_2 = 0,51 \frac{E_a t_w^3}{4(1 - \nu_a^2)h_0} \quad (2.13)$$

2.4 DETERMINAÇÃO DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO.

A verificação da ocorrência de FLD nas vigas mistas em região de momento negativo está diretamente ligada à determinação do Momento Crítico Elástico (M_{cr}), utilizado posteriormente para cálculo do índice de esbeltez à FLD (λ_{FLD}), utilizado para determinação

do fator de redução (χ) para o Momento Último Resistente ($M_{FLD,Rd}$). A determinação do M_{cr} é feita, em grande parte, por meio do mecanismo em “U” Invertido, que envolve a determinação das rigidezes dos elementos da viga mista. Esta seção dedica-se a aprofundar um pouco mais nas formulações propostas por autores para o cálculo do M_{cr} , que foram estabelecidas considerando esse mecanismo e o cálculo da rigidez rotacional total da viga mista (k_r). Vale ressaltar que todas as formulações foram obtidas com base em perfis de alma cheia.

2.4.1 Formulação de Roik *et al.* (1990)

A equação analítica proposta por Roik *et al.* (1990), obtida pelo método da energia, está indicada nas Equações (2.14) a (2.16). Para determiná-las, os autores consideraram uma viga mista composta por um perfil I, em que a mesa superior está totalmente restrita ao deslocamento lateral e parcialmente restrita à rotação, por meio de uma mola com rigidez rotacional k_r , como mostra a Figura 2.13. Essas condições são aplicadas ao longo de todo o vão L e o perfil é submetido a um par de momento fletor e força normal, a fim de se escrever a energia potencial total desse sistema. O processo de dedução não será descrito no presente trabalho.

$$M_{cr} = \alpha_g \frac{C_{dist}}{L} \sqrt{\left(GJ + \frac{k_r L^2}{\pi^2} \right)} EI_{af,y} \quad (2.14)$$

$$\alpha_g = \frac{h_0 I_x / I_{ax}}{\frac{h_0^2 / 4 + \frac{(I_{ax} + I_{ay})}{A_a}}{e} + h_0} \quad (2.15)$$

$$e = \frac{A I_{ax}}{A_a y_c (A - A_a)} \quad (2.16)$$

Onde:

G : Módulo de elasticidade transversal do aço;

E : Módulo de elasticidade longitudinal do aço;

$I_{af,y}$: Momento de inércia da mesa inferior com relação ao eixo y ;

L : Comprimento da viga entre apoios;

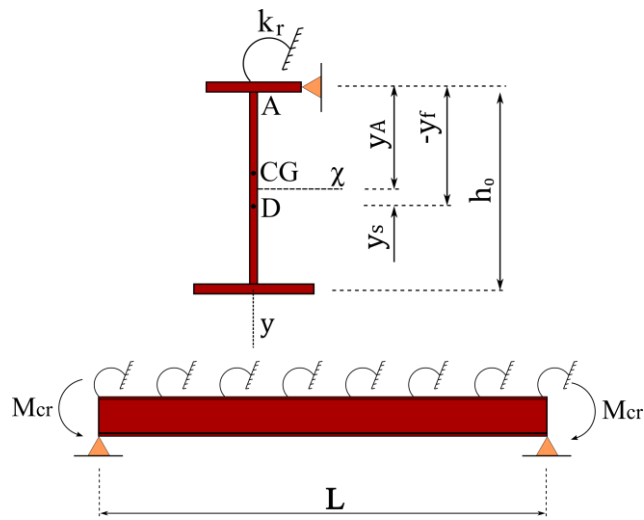
k_r : Rigidez rotacional da viga mista;

I_{ax} e I_{ay} : Momentos de inércia da seção de aço em relação ao CG;

I_x : Momento de inércia em x da seção mista na região de momento negativo;

A e A_a : Área da seção mista e do perfil de aço na região de momento negativo.

Figura 2.13 – Sistema proposto por Roik *et al.* (1990)



Fonte: Adaptado de Calenzani (2008)

O coeficiente C_{dist} permite que essas equações apresentadas sejam aplicáveis a diversos tipos de carregamento e formato de diagrama de momento fletor. Embora, segundo Roik *et al.* (1990), para as vigas mistas sujeitas a momento fletor negativo uniforme ao longo do vão, esse coeficiente possa ser tomado igual a 6,2. A Tabela 2.3 e Tabela 2.4 indicam os valores desse coeficiente para vigas contínuas, analisadas com um determinado vão L .

Tabela 2.3 – Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas com carregamento ao longo do vão

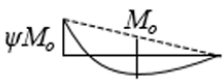
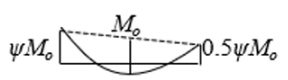
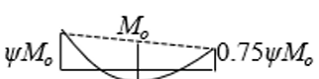
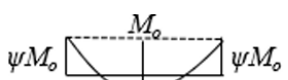
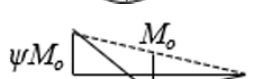
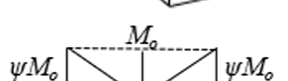
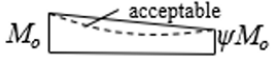
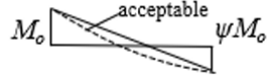
Distribuição de Momento	ψ									
	0,5	0,75	1,00	1,25	1,50	1,75	2,00	2,25	2,50	
	41,5	30,2	24,5	21,1	19,0	17,5	16,5	15,7	15,2	
	33,9	22,7	17,3	14,1	13,0	12,0	11,4	10,9	10,6	
	28,2	18,0	13,7	11,7	10,6	10,0	9,5	9,1	8,9	
	21,9	13,9	11,0	9,6	8,8	8,3	8,0	7,8	7,6	
	28,4	21,8	18,6	16,7	15,6	14,8	14,2	13,8	13,5	
	12,7	9,89	8,6	8,0	7,7	7,4	7,2	7,1	7,0	

Tabela 2.4 – Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas sem carregamento ao longo do vão

Distribuição de Momento	ψ				
	0,0	0,25	0,50	0,75	1,00
	11,1	9,5	8,2	7,1	6,2
	11,1	12,8	14,6	16,3	18,1

2.4.2 Formulação de Hanswille *et al.* (1998)

O procedimento proposto por Hanswille *et al.* (1998) tem o mesmo sistema equivalente que o apresentado por Roik *et al.* (1990), porém os autores se basearam na teoria de barras comprimidas em base elástica. Outra diferença é que a viga está sujeita a um carregamento diferente que o estudado anteriormente, como mostra a Figura 2.14. As Equações (2.17) a (2.24) expõem a proposta dos autores.

$$M_{cr} = \frac{1}{k_z} \left(\frac{(\pi^2 E C_{w,d})}{(\beta_b L)^2} + G J_{ef} \right) \quad (2.17)$$

$$k_z = \frac{I_{ax}}{I_x} \left(2 y_f - \frac{1}{e} \left(y_f^2 + \frac{I_{ax} + I_{ay}}{A_a} \right) \right) \quad (2.18)$$

$$y_f = \frac{d_g - b_f}{2} \quad (2.19)$$

$$e = \frac{I_{ax}}{y * A_a} \quad (2.20)$$

$$C_{w,d} = I_{af,y} h_0^2 \quad (2.21)$$

$$\beta_B = \beta_{0B} \left(\frac{1}{1 + \left(a \frac{\sqrt{\eta_b}}{\pi} \right)^{\eta_1}} \right)^{1/\eta_2} \quad (2.22)$$

$$\eta_b = \sqrt{\frac{k_r L^4}{E C_{w,d}}} \quad (2.23)$$

$$G J_{ef} = A(1,5 - 0,5\psi) G J \quad (2.24)$$

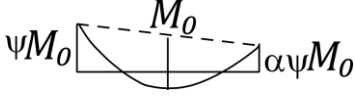
Onde:

$G J_{ef}$: Rigidez a torção uniforme efetiva;

$E C_{w,d}$: Rigidez ao empenamento;

n : Número de ondas, determinado por meio de ábacos em função do fator de rigidez $\frac{\sqrt{\eta}}{\pi}$.

Tabela 2.7 - Parâmetros de determinação de M_{cr} para vigas com carregamento uniformemente distribuído ao longo do vão

									
$\beta_{OB} = 0,037 \psi^2 + 0,30 \psi + 0,4$			$\beta_{OB} = 0,16 \psi^2 + 0,05 \psi + 0,24$			$\beta_{OB} = 0,07 \psi^2 + 0,01 \psi + 0,13$			
$\alpha = 1,0$ $A = 1,25$			$\alpha = 0,5$ $A = 1,5$			$\alpha = 0,25$ $A = 1,75$			
	a	η_1	η_2	a	η_1	η_2	a	η_1	η_2
$\psi = 1,0$	1,45	8,80	8,95	1,15	4,90	5,15	0,65	4,05	4,50
$\psi = 0,5$	1,37	5,95	6,70	0,95	4,50	5,90	0,55	1,00	5,70
$\psi = 0,0$	1,13	4,50	5,75	0,77	4,20	5,95	0,48	3,95	6,15

* M_0 é o momento máximo, considerando o vão analisado como simplesmente apoiado

2.4.3 Formulação de Dias *et al.* (2019)

Dias *et al.* (2019) desenvolveram um novo procedimento, com base na teoria de barras em base elástica, para determinação do M_{cr} de vigas mistas com distribuição de momento negativo uniforme. O modelo estrutural utilizado para dedução analítica é bastante similar ao de Hanswille *et al.* (1998). Suas proposições estão indicadas nas Equações (2.25) a (2.30).

$$M_{cr} = \frac{k_g}{h_0} \left\{ GJ + \frac{E C_{w,d}}{L^2} \left[(n\pi)^2 + \left(\frac{\eta_b}{n\pi} \right)^2 \right] \right\} \quad (2.25)$$

$$k_g = \frac{I_x}{I_{ax}} (0,31 + 0,69 \cdot 0,05^{\bar{y}/h_0}) \quad (2.26)$$

$$C_{w,d} = I_{af,y} h_0^2 \quad (2.27)$$

$$\eta_b = \sqrt{\frac{k_r L^4}{E C_{w,d}}} \quad (2.28)$$

Onde:

$I_{af,y}$: Momento de inércia da mesa inferior do perfil de aço com relação ao eixo y;

I_{ax} : Momento de inércia da seção de aço em relação ao seu eixo principal de maior inércia;

I_x : Momento de inércia da seção mista na região de momento negativo (perfil de aço mais armadura da laje) em relação ao eixo x;

k_g : Fator relacionado à geometria da seção mista;

$\bar{y}$: Distância entre o centroide da seção mista e o centroide do perfil de aço;

h_0 : Distância entre centros geométricos das mesas do perfil;

L : Comprimento da viga entre apoios verticais;

n : Número de semiondas do modo de flambagem, determinado como a seguir.

$$n = \begin{cases} n_1, & \text{se } n_{id} \leq \sqrt{n_1 n_2} \\ n_2, & \text{se } n_{id} > \sqrt{n_1 n_2} \end{cases} \quad (2.29)$$

$$n_{id} = \frac{\sqrt{\eta_b}}{\pi} \quad (2.30)$$

Onde:

n_1 : Número inteiro imediatamente abaixo de n_{id} ;

n_2 : Número inteiro imediatamente acima de n_{id} .

Em seu estudo, Dias *et al.* (2019) verificaram a proposta com elementos numéricos, simulados no software Ansys, com resultados mais satisfatórios que os obtidos por meio dos procedimentos anteriormente expostos: Roik *et al.* (1990) e Hanswille *et al.* (1998).

2.4.4 Síntese dos métodos abordados

Para melhor compreender todos os métodos e propostas citados, tanto para cálculo da rigidez rotacional, quanto para determinação do Momento Crítico Elástico, a Tabela 2.8 apresenta uma síntese desses e suas principais aplicações ou observações a respeito.

Tabela 2.8 – Síntese dos métodos apresentados na revisão

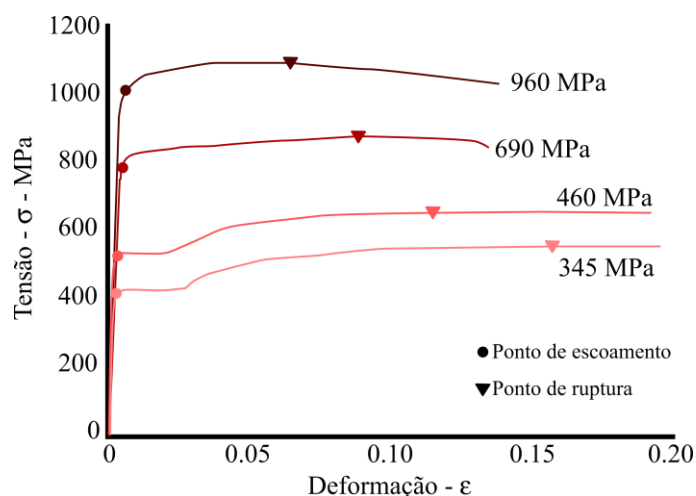
Grandeza analisada	Autor	Observação	Referência
Rigidez da Alma (k_2)	Calenzani (2008)	Para perfis senoidais	(2.7) - (2.8)
Rigidez da Alma (k_2)	Müller <i>et al.</i> (2006)	Para perfis com aberturas na alma	(2.9) - (2.11)
Rigidez da Alma (k_2)	Silva <i>et al.</i> (2020) e Silva (2021)	Para perfis com aberturas hexagonais na alma	(2.12) - (2.13)
Rigidez da conexão de cisalhamento (k_3)	Calenzani (2008)	Para vigas mistas com perfil de alma senoidal	Tabela 2.1 - Tabela 2.2
Momento Crítico Elástico (M_{cr})	Roik <i>et al.</i> (1990)	Método da energia para vigas mistas com perfis sem aberturas na alma	(2.14) - (2.16) e Tabela 2.3 - Tabela 2.4
Momento Crítico Elástico (M_{cr})	Hanswille <i>et al.</i> (1998)	Teoria de barras em base elástica para perfis sem aberturas na alma	(2.17) - (2.24) e Tabela 2.5 - Tabela 2.7
Momento Crítico Elástico (M_{cr})	Dias <i>et al.</i> (2019)	Teoria de barras em base elástica para perfis de alma cheia e momento negativo uniforme	(2.25) - (2.30)

2.5 MATERIAIS DE ALTO DESEMPENHO

O aço de alta resistência (AAR), caracterizado por possuir tensão de escoamento acima de 460 MPa e o concreto de ultra-alto desempenho (UHPC), compósito cimentício de elevada resistência e durabilidade, são exemplos de materiais de alto desempenho que contribuem para inovações no projeto de novas estruturas (HE *et al.*, 2023). O empacotamento de partículas, ou seja, os grãos de diferentes granulometrias presentes na matriz do UHPC para preencher os vazios, é o que garante ao material elevada resistência a compressão e tração. Além disso, devido à presença de fibras, o UHPC apresenta um comportamento de múltipla fissuração (chamado de *strain-hardening*), onde pequenas fissuras se propagam antes que o elemento atinja a falha final (Niu *et al.*, 2025). Já as estruturas em AAR, em comparação ao aço convencional, apresentam menor probabilidade de falha devido à estimativa de efeitos sísmicos (Badalassi *et al.*, 2017). Além disso, os aços de elevada tensão de escoamento apresentam maior resistência à tração e permitem redução da seção transversal, diminuindo o consumo de material e tornando as estruturas mais leves e baratas (Ban; Shi, 2018).

Ban e Shi (2018) afirmam que a aplicação direta dos métodos de projeto convencionais às estruturas de aço de alta resistência (AAR) é, na maioria dos casos, inviável. Isso se deve ao fato de que esses aços apresentam propriedades distintas em relação aos aços estruturais tradicionais. Os autores destacam que os AAR possuem menor ductilidade, o que influencia a abordagem baseada no desempenho estrutural, além de exibirem taxas de endurecimento superiores após o escoamento, maior resistência ao impacto, diferentes níveis de tenacidade à fratura e menores relações entre tensões residuais de compressão e o limite de escoamento do material. Além disso, Ban e Shi (2018) ressaltam que, para aços com limite de escoamento nominal acima de 500 MPa, não se observa um patamar definido de escoamento, como mostra a Figura 2.15. Em relação às estruturas mistas AAR-concreto, os autores destacam a limitação de pesquisas relevantes no assunto, para o ano de publicação do artigo.

Figura 2.15 – Relação tensão versus deformação para diferentes aços



Fonte: Adaptado de Ban e Shi (2018)

A combinação deste aço com o UHPC em uma mesma estrutura é uma estratégia inteligente para ampliar as vantagens de cada material. Vigas mistas com aço de alta resistência apresentam melhoria significativa quanto ao desempenho sísmico, sob cargas dinâmicas e em baixas temperaturas, além de maior desempenho à flexão (Chen; Liu; Chan, 2023; Guo *et al.*, 2022). Já a incorporação do UHPC se justifica pela maior habilidade de controle de abertura de fissuras, redução da espessura da laje, facilidade de manutenção e vida útil prolongada, além do elevado valor de resistência característica: 150MPa segundo Huang *et al.* (2022) e Wen *et al.* (2022) e 120MPa pela norma ASTM C1856.

Um estudo relevante realizado por Du *et al.* (2023) analisou o comportamento de quatro vigas mistas compostas por aço de resistência $f_y = 495,4$ MPa e concreto de alta resistência. Os resultados indicaram que tanto a resistência final à flexão quanto a ductilidade das vigas foram aprimoradas com o aumento da resistência do concreto. Assim, a combinação de aço e concreto de alta resistência demonstra ser uma estratégia vantajosa para o desempenho estrutural.

2.6 UTILIZAÇÃO DE ALGORITMOS DE MACHINE LEARNING

A utilização da inteligência artificial na identificação de padrões em extensos bancos de dados é uma técnica que tem se mostrado altamente eficiente no campo da engenharia estrutural e análise numérica, principalmente pela implementação de algoritmos de *machine learning* e redes neurais (Degtyarev *et al.*, 2024; Degtyarev; Tsavdaridis, 2022; De Oliveira *et al.*, 2024a; Ferreira *et al.*, 2022; Hosseinpour *et al.*, 2022; Shamass *et al.*, 2022; Sharifi *et al.*, 2019). Os resultados obtidos pelas técnicas de aprendizado de máquina são totalmente limitados ao

universo de parâmetros utilizados como dados de entrada, dessa forma, quanto maior o banco de dados, mais abrangente será a resposta obtida pelos algoritmos. Utilizar o aprendizado de máquina é uma forma segura e eficaz de prever comportamentos dentro da engenharia estrutural e obter resultados que refletem o aprendizado do modelo, perante os dados de entrada e saída fornecidos (De Oliveira *et al.*, 2023b).

Degtyarev e Tsavdaridis, (2022) implementaram sete algoritmos de aprendizado de máquinas para prever respostas elásticas de flambagem e carregamento último de vigas de aço celulares: *decision tree* (DT), *random forest* (RF), *k-nearest neighbor* (KNN), *gradient boosting regressor* (GBR), *extreme gradient boosting* (XGBoost), *light gradient boosting machine* (LightGBM) e *gradient boosting with categorical features support* (CatBoost). Os autores utilizaram como banco de dados, inúmeras análises numéricas realizadas no software Abaqus e previamente validadas com ensaios experimentais. Foi observada excelente concordância entre as respostas de cargas crítica e última previstas pelos algoritmos e as obtidas numericamente, sendo que a determinação da capacidade resistente pela ML superou a precisão fornecida pelos códigos normativos. Entretanto, a utilização desses algoritmos, que foram disponibilizados publicamente para utilização com fácil acesso, é restrita ao universo de parâmetros avaliados pelos autores: vigas de vãos curtos.

Sharifi *et al.* (2019) desenvolveram uma rede neural artificial (ANN) para prever a resistência à flexão de vigas celulares de aço sob FLT, utilizando um conjunto de dados relativamente pequeno, com 99 amostras. As respostas obtidas pela ANN foram mais precisas que as obtidas pela norma australiana. Da mesma forma, Hosseinpour *et al.* (2022) utilizaram redes neurais e múltipla regressão para propor equações que estimam o momento último à FLD de vigas mistas aço-concreto. As fórmulas propostas foram comparadas com as existentes nos códigos normativos e se mostraram razoáveis, principalmente para utilização prática pelos projetistas, no pré-dimensionamento. Ainda, Oliveira *et al.* (2024a) implementaram algoritmos de *machine learning* para prever a capacidade resistente de vigas mistas aço-concreto celulares. Um amplo estudo paramétrico foi utilizado como base para treinar diferentes algoritmos, dentre eles: artificiais neurais networks, *support vector machines*, XGBoost e *Random Forest*. A resposta obtida por estes se mostrou mais efetiva que a capacidade resistente determinada analiticamente, por equações existentes nos códigos normativos e equações descritas na literatura, para o caso das vigas celulares, que necessita de alguns ajustes no cálculo de parâmetros importantes. Dentre os algoritmos treinados, o XGBoost foi o que apresentou um aprendizado mais preciso, em termos de coeficiente de correlação e erro quadrático médio, mostrando-se o algoritmo que prevê resultados mais próximo dos dados de referência.

3 MÉTODOS NORMATIVOS

Neste capítulo serão apresentados os procedimentos normativos para determinação do momento resistente à FLD, conforme as normas brasileira e europeia. A determinação da rigidez rotacional da viga mista também será enfatizada.

3.1 MOMENTO RESISTENTE CONFORME ABNT NBR 8800:2024

A norma brasileira ABNT NBR 8800:2024 apresenta em seu Anexo L o procedimento para determinação do momento fletor resistente de cálculo em regiões de momento negativo ($M_{\overline{Rd}}$). Nessa região, a seção transversal se reduz ao perfil de aço e à seção da armadura longitudinal existente na largura efetiva da laje de concreto. Quanto à utilização de vigas com aberturas na alma, a ABNT NBR 8800:2024 limita a execução de aberturas circulares sem reforço nas almas que possuam relação h/t_w menor ou igual a $3,76 \sqrt{E/f_y}$ e a relação de b_f/t_f menor ou igual a $0,38 \sqrt{E/f_y}$. Ainda, a distância entre o centro de duas aberturas adjacentes, deve ser no mínimo 2,5 vezes o maior diâmetro de abertura. O cálculo de $M_{\overline{Rd}}$ é feito conforme a Equação (3.1), exemplificada pela Figura 3.1.

$$M_{\overline{Rd}} = T_{ds}d_3 + A_{at}f_{yd}d_4 + A_{ac}f_{yd}d_5 \quad (3.1)$$

Onde:

A_{at} : Área tracionada da seção transversal;

A_{ac} : Área comprimida da seção transversal;

d_3 : Distância do centro geométrico da armadura longitudinal à linha neutra plástica (LNP);

d_4 : Distância do centro geométrico da área tracionada do perfil de aço até a LNP;

d_5 : Distância do centro geométrico da área comprimida do perfil de aço até a LNP;

T_{ds} : Força de tração de cálculo nas barras da armadura longitudinal, dada pela Equação (3.2).

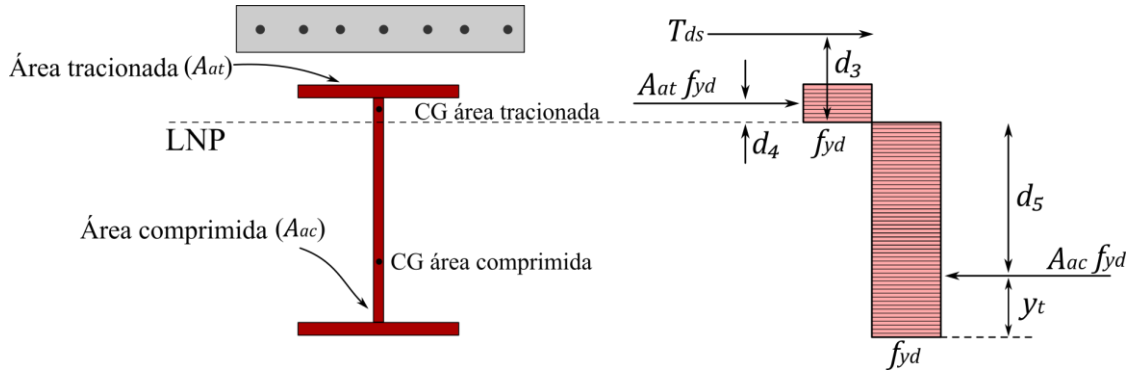
$$T_{ds} = A_{sl}f_{sd} \quad (3.2)$$

Onde:

A_{sl} : Área de armadura longitudinal dentro do comprimento efetivo da laje de concreto;

f_{sd} : Tensão de escoamento de cálculo do aço da armadura longitudinal.

Figura 3.1 – Distribuição de tensões para momento fletor negativo



Fonte: Adaptado de ABNT NBR 8800:2024

Para verificação da ocorrência de FLD, a condição expressa na Equação (3.3) deve ser atendida, de forma que o momento fletor resistente de cálculo na região de momentos negativos para flambagem lateral com distorção seja determinado pela Equação (3.4).

$$\gamma_n M_{\overline{sd}} \leq M_{\overline{rd},FLD} \quad (3.3)$$

$$M_{\overline{rd},FLD} = \chi_{FLD} M_{\overline{rd}} \quad (3.4)$$

Onde:

γ_n : Coeficiente de ajuste, igual a 1 para vigas contínuas;

$M_{\overline{sd}}$: Momento fletor solicitante de cálculo na região de momentos negativos;

$M_{\overline{rd},FLD}$: Momento fletor resistente de cálculo na região de momentos negativos, para o estado limite de Flambagem Lateral com Distorção (FLD).

χ_{FLD} : Fator de redução para FLD, obtido pela curva de resistência à compressão (Figura 1.4) em função do parâmetro de esbeltez (λ_{FLD}) determinado pela Equação (3.5).

$$\lambda_{FLD} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr}}} \quad (3.5)$$

Onde:

M_{Rk} : Momento fletor resistente característico na região de momentos negativos, obtido pela Equação (3.1), considerando os coeficientes de ponderação iguais a 1,00.

A norma sugere duas formas para determinação do Momento Crítico elástico (M_{cr}): análise de estabilidade elástica ou pelo “Mecanismo U Invertido contínuo” (Figura 2.8). Para este modelo, o perfil de aço deve possuir mesa inferior contida lateralmente nos apoios e relação t_f/t_w não superior a 3,5. A equação disponível na norma para determinar o M_{cr} está exposta

na Equação (3.6), seguida das formulações para determinação das rigidezes (3.7)-(3.9).

$$M_{cr} = C_{dist} \frac{k_g}{h_0} \left\{ GJ + \frac{EC_{w,d}}{L^2} \left[(n\pi)^2 + \left(\frac{\eta_b}{n\pi} \right)^2 \right] \right\} \quad (3.6)$$

$$k_1 = \frac{\alpha(EI)_2}{a} \quad (3.7)$$

$$k_2 = \frac{E_a t_w^3}{4 h_0 (1 - \nu^2)} \quad (3.8)$$

$$k_r = \frac{k_1 \cdot k_2}{k_1 + k_2} \quad (3.9)$$

Onde:

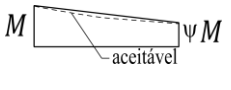
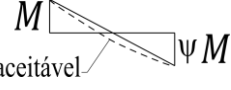
α : Igual a 2 para vigas de borda, com ou sem balanço, e a 3 para vigas internas;

$(EI)_2$: Rigidez à flexão da seção da laje fissurada, por unidade de comprimento da viga;

a: Distância entre vigas de aço paralelas.

Nota-se que a Equação (3.6) apresenta o coeficiente de ajuste para diagrama do momento fletor para a equação proposta por Dias *et al.* (2019), indicada na Equação (2.25). A determinação dos demais parâmetros da Equação (3.6), segue o exposto nas Equações (2.26). A Tabela 3.1 apresenta os valores de C_{dist} .

Tabela 3.1 – Coeficiente C_{dist} para vigas contínuas sem carregamento ao longo do vão, conforme ABNT NBR 8800:2024

Condições de carregamento	Diagrama de Momento Fletor	Ψ	0,00	0,25	0,50	0,75	1,00
		C_{dist}	1,19	1,15	1,11	1,06	1,00
		C_{dist}	1,19	1,23	1,26	1,30	1,33

3.2 MOMENTO RESISTENTE CONFORME EUROCODE 4

A norma EN1994-1-1:2026, tomada como base para o procedimento da ABNT NBR 8800:2024, apresentado anteriormente, de verificação da ocorrência de FLD em vigas mistas. No item 8.4 o projeto de revisão do EC4 aborda o fenômeno “*Lateral-torsional buckling of composite beams*”, denominado Flambagem Lateral com Distorção, na norma brasileira e neste trabalho. O momento fletor resistente à FLD em região de momento negativo é dado pela mesma Equação (3.4), assim como o coeficiente de esbeltez é dado pela Equação (3.5).

Entretanto, a determinação de $M_{\overline{Rd}}$ é feita de acordo com as classes da seção transversal, para os perfis de alma cheia. As vigas de Classe 1 e 2 com resistência à flexão baseada na teoria plástica, por exemplo, têm como momento resistente de cálculo o Momento de Plastificação da seção transversal ($M_{pl,Rd}$). Além disso, as curvas de resistência adotadas pelo eurocódigo são diferentes das adotadas pela norma brasileira, como evidencia a Figura 1.4. Analiticamente, o fator de redução χ_{dist} pode ser determinado pelas Equações (3.10)-(3.12).

$$\chi_{dist} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 + \bar{\lambda}_{LT}^2}} \leq 1,0 \quad (3.10)$$

$$\bar{\lambda}_{dist} = \sqrt{\frac{M_{Rk}}{M_{cr}}} \quad (3.11)$$

$$\phi_{dist} = 0,5 \left[1 + \alpha_{LT}(\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \quad (3.12)$$

Onde:

M_{Rk} : Momento resistente considerando as resistências características dos materiais;

α_{LT} : Fator de imperfeição, adotado em função das características geométricas da seção transversal do perfil de aço, conforme a Tabela 3.2 e Tabela 3.3.

Tabela 3.2 – Valores recomendados para o fator de imperfeição (α_{LT})

Curvas de resistência	a	b	c	d
Fator de imperfeição	0,21	0,34	0,49	0,76

Fonte: EN 1993-1-1:2022

Tabela 3.3 – Curvas de resistência recomendadas

Seção transversal	Limites	Curva
Laminada	$d/b_f \leq 2$	a
	$d/b_f > 2$	b
Soldada	$d/b_f \leq 2$	c
	$d/b_f > 2$	d

Fonte: EN 1993-1-1:2022

Outra diferença entre as abordagens dessas duas normas, está na definição de uma equação para cálculo do Momento Crítico Elástico (M_{cr}). O EC4 propõe a utilização do mesmo Mecanismo “U” Invertido, porém não sugere nenhuma equação específica, como faz a norma brasileira. As formulações para cálculo das rigidezes k_1 , k_2 e k_r são as mesmas, calculadas pelas Equações (3.7)-(3.9).

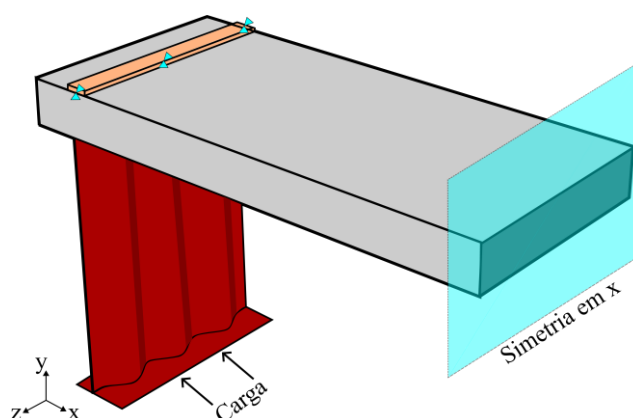
4 VALIDAÇÃO NUMÉRICA

A simulação das vigas mistas utilizadas no estudo paramétrico é precedida pela validação do modelo numérico. Para isso, ensaios experimentais são simulados no software Abaqus a fim de garantir que as respostas obtidas por meio deste sejam confiáveis. Os principais parâmetros que são avaliados nesta etapa são os modelos constitutivos dos materiais, dimensão da malha utilizada e forma de processamento do modelo.

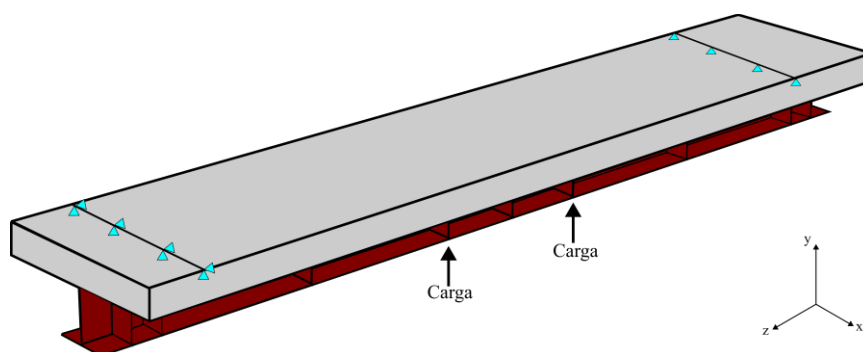
4.1 CARACTERÍSTICAS DO MODELO NUMÉRICO

A validação do modelo numérico foi realizada em duas etapas: simulação do Mecanismo “U” Invertido no software Abaqus e aplicação de materiais de alta resistência. Para a primeira etapa, foi considerado o estudo realizado por Calenzani (2008), que ensaiou vigas mistas por meio do pórtico em “U” invertido, simulando este mecanismo também computacionalmente, para validação. O modelo numérico desta calibração está ilustrado, de maneira geral, na Figura 4.1. A segunda etapa será baseada no estudo de Qi *et al.* (2020), indicado na Figura 4.2, que trabalhou com vigas mistas de aço e concreto, com o concreto de ultra-alto desempenho (UHPC). Esta última calibração torna-se importante porque o UHPC possui características muito específicas, principalmente em termos de simulação do material no software Abaqus. Já a primeira representa exatamente o mecanismo a ser utilizado na análise paramétrica deste estudo.

Figura 4.1 – Mecanismo analisado na validação numérica de Calenzani (2008)



Fonte: Autora (2026)

Figura 4.2 – Mecanismo analisado na validação numérica de Qi *et al.* (2020)

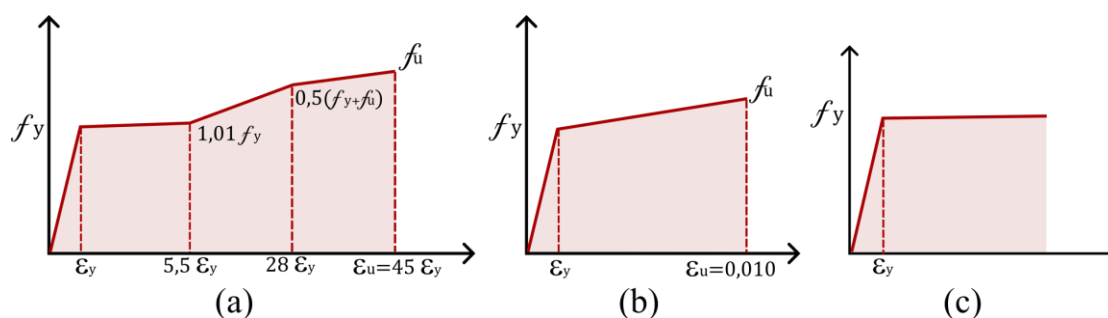
Fonte: Autora (2026)

Na calibração do estudo de Qi *et al.* (2020) foram realizadas duas análises. A primeira teve como objetivo a determinação das cargas críticas, por meio de uma análise de flambagem. A segunda teve como objetivo a obtenção da carga última, ou seja, do momento resistente da viga, sendo conduzida por meio de uma análise não linear. Nesta etapa, foram consideradas imperfeições geométricas iniciais do perfil de aço, bem como tensões residuais provenientes do processo de fabricação. Ressalta-se que tais grandezas não foram consideradas na calibração do Mecanismo “U”, uma vez que o foco daquele estudo esteve na determinação da curva momento versus rotação total do mecanismo, e não na análise de estabilidade do perfil. Nesta validação, análises do tipo *Static General* foram realizadas.

4.1.1 Modelos constitutivos

A representação do comportamento dos materiais no software Abaqus é feita por meio dos modelos constitutivos. Para o aço do perfil foi utilizado o modelo constitutivo quadrilinear de Earls (1999) (Figura 4.3a), que incorpora as características não lineares do material. As armaduras foram modeladas com o modelo de encruamento linear (Figura 4.3b) e os conectores com o modelo elastoplástico perfeito (Figura 4.3c).

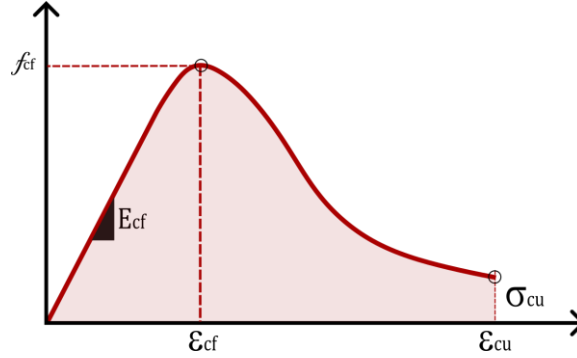
Figura 4.3 – Modelos constitutivos para (a) perfil (b) armaduras (c) conector



Fonte: Autora (2026)

Para representar o comportamento à tração e compressão do concreto convencional, utilizado na primeira calibração, foi adotado o modelo de Carreira e Chu (1985), ilustrado na Figura 4.4. As relações tensão-deformação estão representadas nas Equações (4.1) a (4.3).

Figura 4.4 – Modelo constitutivo para concreto convencional



Fonte: Autora (2026)

$$\frac{\sigma_c}{f_c} = \frac{\beta(\varepsilon/\varepsilon_c)}{\beta - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_c)^\beta} \quad (4.1)$$

$$\frac{\sigma_t}{f_t} = \frac{\beta(\varepsilon/\varepsilon_t)}{\beta - 1 + (\varepsilon/\varepsilon_t)^\beta} \quad (4.2)$$

$$\beta = \frac{1}{1 - \frac{f_c}{\varepsilon_c E_i}} \quad (4.3)$$

Onde:

σ_c, f_c : Tensão do concreto à compressão e tensão máxima do concreto à compressão;

$\varepsilon, \varepsilon_c$: Deformação do concreto e deformação correspondente à tensão máxima;

σ_t, f_t : Tensão do concreto à tração e tensão máxima do concreto à tração;

$\varepsilon, \varepsilon_t$: Deformação do concreto e deformação correspondente à tensão máxima;

β : Parâmetro do material;

E_i : Módulo de elasticidade inicial (antes da plastificação).

As propriedades mecânicas do material foram determinadas de acordo com as Equações (4.4) a (4.8), retiradas do EC2 (EN 1992-1-1:2023). Para isso, foram utilizados os valores de f_{cj} determinado em cada ensaio experimental, desenvolvido pelos respectivos autores.

$$f_{cm} = f_{ck} + 8 \text{ [MPa]} \quad (4.4)$$

$$f_{tm} = 0,3 f_{ck}^{2/3} \text{ [MPa]} \quad (4.5)$$

$$E_{cm} = 22 \left(\frac{f_{cm}}{10} \right)^{0,3} \text{ [MPa]} \quad (4.6)$$

$$\varepsilon_{c1} = 0,7 f_{cm}^{0,31} \leq 2,8 (\text{‰}) \quad (4.7)$$

$$\varepsilon_{cu1} = 3,5 (\text{‰}) \quad (4.8)$$

A Lei constitutiva à compressão utilizada para o UHPC, presente na segunda calibração, foi a de Carreira e Chu (1985) modificada (Krahl, Gidrão, Carrazedo, 2018). A relação tensão-deformação está indicada nas Equações (4.9) a (4.14) e o comportamento gráfico está ilustrado pela Figura 4.5.

$$T_{1,s} = 0,42 + 5,26 \cdot 10^{-3} e^{1,4 V_f} \quad (4.9)$$

$$\varepsilon_{ip} = 5,39 \cdot 10^{-3} + 8,51 \cdot 10^{-3} T_1 \quad (4.10)$$

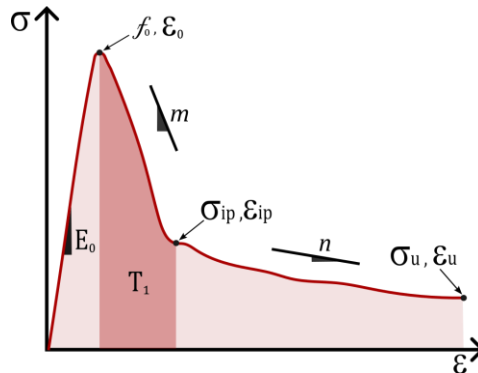
$$\sigma_{ip} = \frac{2T_1}{\varepsilon_{ip} - \varepsilon_0} - f_0 \quad (4.11)$$

$$\sigma_{u,s} = 15,48 + 7,61 V_f \quad (4.12)$$

$$\varepsilon_0 = 0,00424 \quad (4.13)$$

$$\varepsilon_u = 0,035 \quad (4.14)$$

Figura 4.5 – Modelo constitutivo para compressão do UHPC



Fonte: Adaptado de Krahl; Gidrão e Carrazedo (2018)

Para o comportamento a tração, foi utilizado o modelo proposto por Li e Leung (1992), em que a tensão final do concreto tracionado é função da abertura de fissura (w) e é dado como a soma da contribuição de resistência à tração da fibra (σ_f) com a resistência residual à tração da matriz de concreto (σ_m). As Equações (4.15) e (4.16) apresentam as relações utilizadas, ilustradas pela Figura 4.6.

$$\sigma_f(w) = \begin{cases} \sigma_{f0} \left(2 \sqrt{\frac{w}{w_0}} - \frac{w}{w_0} \right) & \text{para } w \leq w_0 \\ \sigma_{f0} \left(1 - \frac{4w}{L_f} \right)^2 & \text{para } w > w_0 \end{cases} \quad (4.15)$$

$$\sigma_m(w) = f_{tm} \exp\left(-2 \frac{f_{tm} w}{G_f}\right) \quad (4.16)$$

Onde:

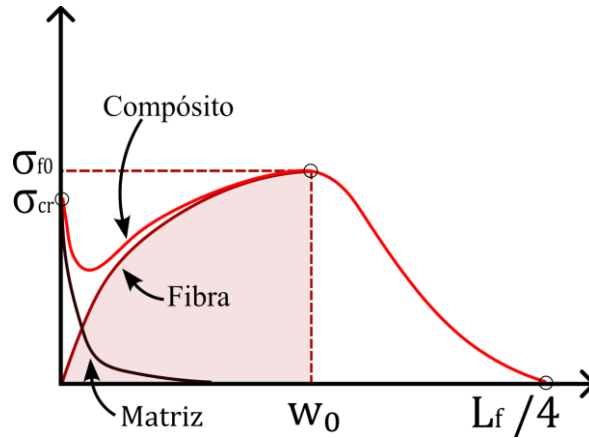
σ_{f0} : Tensão máxima que a fibra é solicitada;

w_0 : Largura de abertura de pico;

L_f : Comprimento da fibra;

G_f : Energia de fratura da matriz de concreto.

Figura 4.6 – Modelo constitutivo para tração do UHPC



Fonte: Adaptado de Benedito (2023)

A tensão máxima que a fibra é solicitada (σ_{f0}) e a largura de abertura de pico (w_0) podem ser determinadas pelas Equações (4.17) e (4.18). Foi utilizado $\eta = 0,5$ (randômico) e $\tau_{eq} = 6,13$ MPa para validação, tendo como referência os estudos de Krahl *et al.* (2021).

$$\sigma_{f0} = \eta \frac{L_f}{d_f} V_f \tau_{eq} \quad (4.17)$$

$$w_0 = \frac{\tau_{eq} L_f^2}{E_f d_f} \quad (4.18)$$

Onde:

L_f, d_f, E_f : Comprimento, diâmetro e módulo de elasticidade da fibra;

V_f : Volume de fibras;

τ_{eq} : Tensão de aderência das fibras na matriz;

η : Coeficiente que considera o padrão de distribuição das fibras na matriz.

Já a energia de fratura pode ser determinada utilizando a proposta da fib-Model Code (2010), pela Equação (4.19).

$$G_f(w) = 73 f_{cm}^{0,18} \quad (4.19)$$

Onde:

η : Coeficiente de orientação das fibras;

V_f : Volume de fibras;

E_f : Módulo de elasticidade das fibras;

d_f : Diâmetro das fibras;

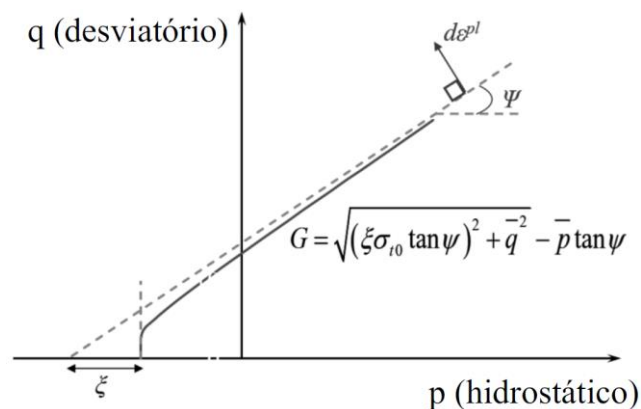
τ_{eq} : Tensão de aderência equivalente

O modelo *Concrete Damage Plasticity* (CDP), disponível no software Abaqus, foi utilizado para implementar as propriedades do concreto. Esse modelo leva em consideração a fissuração e o esmagamento do concreto como mecanismos de falha, podendo ser adotado danos irreversíveis para representar a perda de rigidez da estrutura. O dano utilizado em ambas as calibrações foi o dano simplificado, representado nas Equações (4.20) e (4.21). Para representação da plasticidade, o CDP utiliza alguns parâmetros: viscosidade (μ); ângulo de dilatação (Ψ); excentricidade (ξ), que indica o grau de proximidade da função hiperbólica de potencial de fluxo à sua assíntota (Figura 4.7); razão entre resistência uniaxial e biaxial (f_{b0}/f_{c0}); razão entre o segundo invariante de tensão no meridiano de tração e o invariante de compressão (K_c), indicado na Figura 4.8. Esses parâmetros são diferentes para o concreto convencional e o UHPC, como mostra a Tabela 4.1. Para o concreto convencional, foram utilizados os parâmetros com base no estudo de Oliveira *et al.* (2022) e Rossi *et al.* (2021). Para o UHPC, os estudos de Sousa *et al.* (2021).

$$d_c = 1 - (\sigma/f_c) \quad (4.20)$$

$$d_t = 1 - (\sigma/f_t) \quad (4.21)$$

Figura 4.7 – Função hiperbólica de potencial de fluxo



Fonte: Abaqus *Analysis User's Guide* (2014)

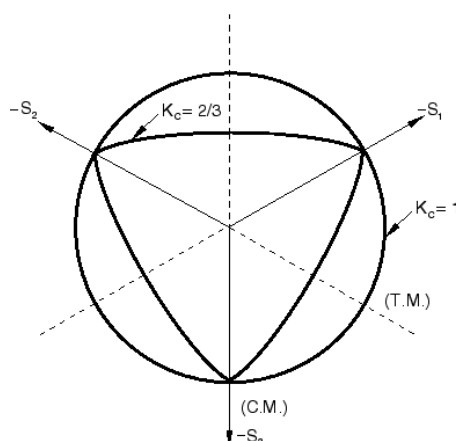
Figura 4.8 – Superfícies de escoamento no plano desviatório para K_c variadosFonte: Abaqus *Analysis User's Guide* (2014)

Tabela 4.1 – Parâmetros do CDP para concreto convencional e UHPC

Parâmetro	Concreto Convencional	UHPC
ψ	36°	54°
ξ	0,1	0,1
f_{b0}/f_{c0}	1,16	1,07
k_c	2/3	2/3
μ	0,001	0,00001

Fonte: Oliveira *et al.* (2025), Rossi *et al.* (2021) e Sousa *et al.* (2021).

4.1.2 Malha

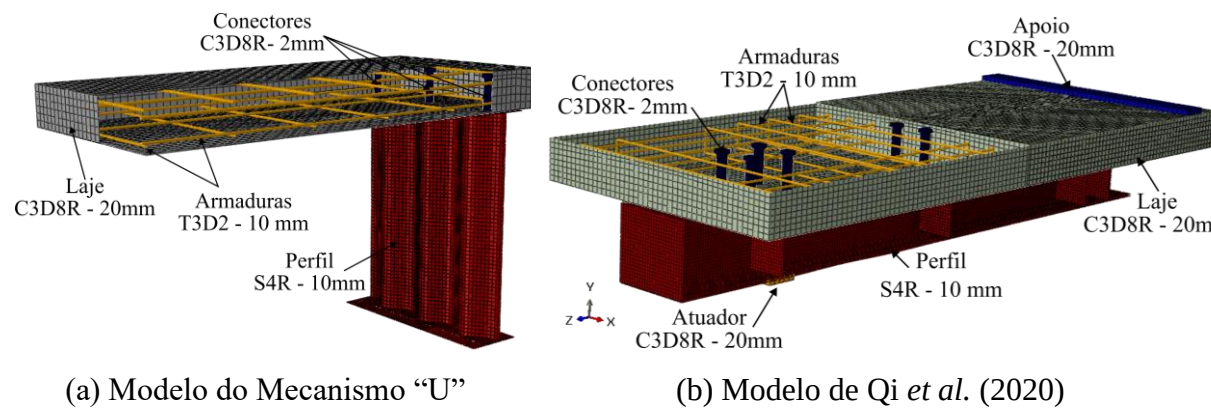
O modelo de casca foi utilizado para modelagem dos perfis, dessa forma a discretização da malha foi feita com elementos finitos S4R para os perfis metálicos em ambas as validações. Esse elemento finito possui quatro nós com integração reduzida e seis graus de liberdade: três rotações e três translações. Foi utilizada a técnica de malha livre para estes elementos. Para a laje, atuador e conectores, modelados como elementos sólidos em ambas as validações, a malha foi discretizada com elementos finitos do tipo C3D8R, que são hexaédricos de oito nós, seis graus de liberdade e integração reduzida. Neste caso foi utilizada a malha estruturada. Já as armaduras, modeladas como elementos lineares, tiveram a malha discretizada com elementos finitos T3D2, com dois nós e três graus de liberdade por nó. A adoção dos elementos de integração reduzida deve-se ao fato de reduzirem o tempo de processamento computacional. As dimensões da malha utilizada em cada um dos elementos modelados, em ambas as validações, bem como o resumo dos tipos de elementos finitos adotados estão indicados na Tabela 4.2 e na Figura 4.9. Os estudos de Oliveira *et al.* (2022) e Rossi *et al.* (2021) foram

utilizados para determinar essas dimensões de forma que fosse utilizada a melhor dimensão em termos de precisão de resultados e tempo de processamento.

Tabela 4.2 – Tipo e dimensão do elemento finito

Elemento	Tipo de elemento finito	Dimensão do elemento finito
Armaduras	T3D2	10 mm
Conector pino com cabeça	C3D8R	2 mm
Perfil I	S4R	10 mm
Laje de concreto	C3D8R	20 mm
Atuador	C3D8R	20 mm

Figura 4.9 – Elementos finitos do modelo (a) Calenzani (2008) e (b) Qi *et al.* (2020)



Fonte: Autora (2026)

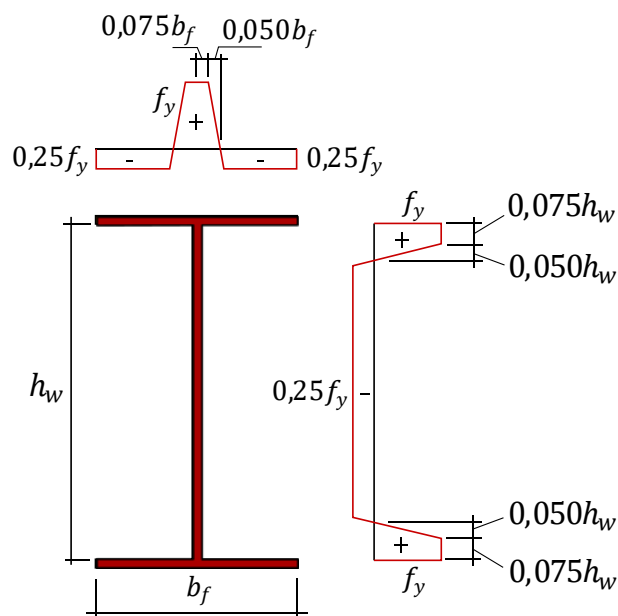
4.1.3 Imperfeições físicas e geométricas

Para validação do ensaio de Calenzani (2008) não foram aplicadas imperfeições geométricas e tensões residuais no perfil. Isso se justifica porque o foco da validação não está em analisar instabilidade do perfil e sim, a rotação da viga mista. Dessa forma, o padrão de distribuição de tensões residuais e imperfeições iniciais que serão explicados nesta seção, foram aplicados apenas na validação do estudo de Qi *et al.* (2020).

As imperfeições estrutural e geométrica foram consideradas no modelo, inserindo as tensões residuais e curvatura inicial do perfil. O padrão de tensões residuais utilizado foi o proposto pela ECCS (1984) para perfil soldados, detalhado na Figura 4.10. Essas tensões foram implementadas no modelo numérico como condição inicial e introduzidas por meio do campo pré-definido (*Predefined field*). Já a razão para imperfeição geométrica adotada (curvatura inicial) foi de $d/100$ (Oliveira *et al.*, 2024), sendo d a altura do perfil, incorporada ao modelo por meio do comando “*Imperfection*”, adicionado às linhas de código do modelo numérico, de modo que o Abaqus utilize o autovetor referente ao menor autovalor positivo obtido na análise

de flambagem, para determinar a intensidade de imperfeição geométrica em cada nó na análise não linear física e geométrica.

Figura 4.10 – Modelo de tensões residuais para perfis soldados

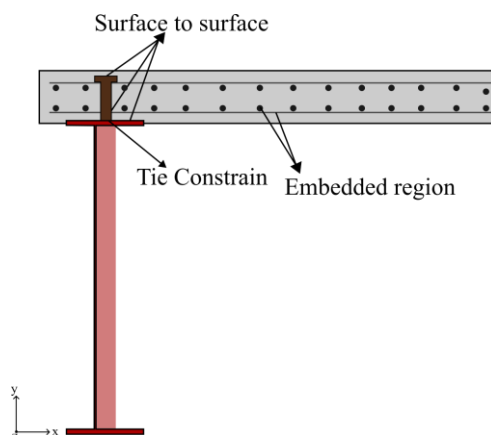


Fonte: Adaptado de ECCS (1984)

4.1.4 Superfícies de contato

As interações de contato entre os elementos estruturais foram simuladas pelos comandos de interação (*interaction*) e restrição (*constrain*), disponíveis no software Abaqus. Para modelar uma ligação perfeita entre conectores e a mesa superior perfil, de forma que a solda entre esses elementos seja considerada, o comando *Tie Constrain* foi utilizado. Este mesmo comando também foi aplicado para interação de contato entre o atuador e a laje, no modelo de validação de Qi *et al.* (2020). Para as armaduras, a técnica de “*embedded region*” foi aplicada. Dessa forma, foi simulada uma interação perfeita entre a região hospedeira, laje de concreto, e os elementos incorporados, que são as armaduras. A interação da laje com os conectores e mesa superior do perfil é definida como interações entre superfície, pelo comando *surface to surface*. O comportamento mecânico foi definido como comportamento normal, por meio de contato rígido e o comportamento tangencial foi aplicado com penalidade. Foi utilizado um coeficiente de atrito de 0,4 para este comportamento (Pathirana *et al.*, 2016). A Figura 4.11 resume as interações adotadas nas validações.

Figura 4.11 – Interações entre os elementos

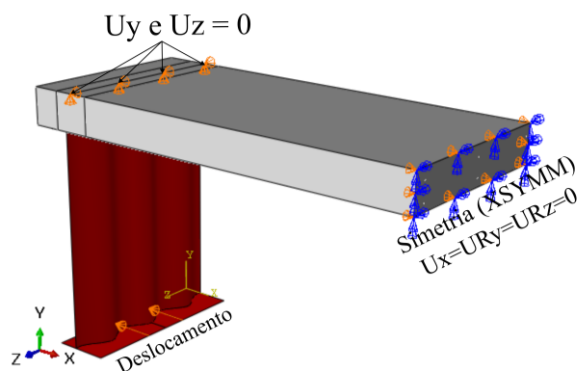


Fonte: Autora (2026)

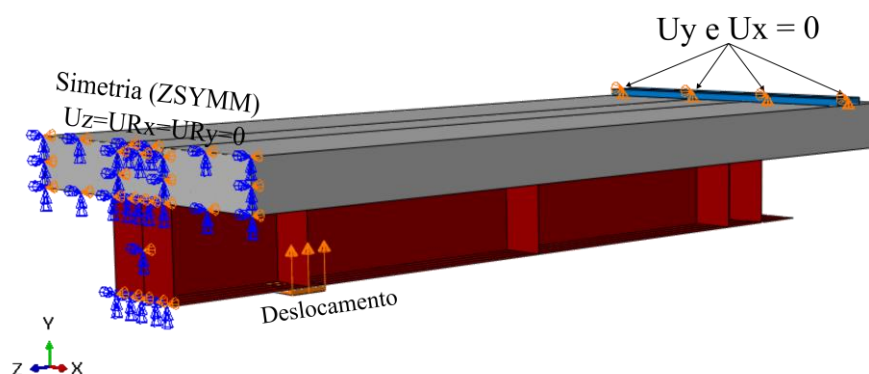
4.1.5 Condições de contorno e carregamento

Em ambas as validações foi utilizado o comando de simetria, disponível no software Abaqus, para a montagem dos modelos. Além disso, foi utilizado o controle de deslocamentos, para simular a prensa aplicando deslocamento na estrutura, como realizado nos ensaios experimentais. Para a simulação do modelo de Calenzani (2008) o deslocamento em Y e Z foi impedido na face superior da laje, simulando o apoio. O carregamento foi aplicado na mesa inferior do perfil, em dois pontos específicos, como nos testes experimentais. A Figura 4.12 mostra com mais detalhes essas condições. Já para o modelo de Qi *et al.* (2020) os deslocamentos em X e Y foram impedidos no apoio. O carregamento foi aplicado em toda superfície do atuador, posicionado na face inferior das mesas do perfil, de modo que a viga fosse submetida à esforços de momento fletor negativo, como mostra a Figura 4.13.

Figura 4.12 – Condições de contorno e carregamento para validação de Calenzani (2008)



Fonte: Autora (2026)

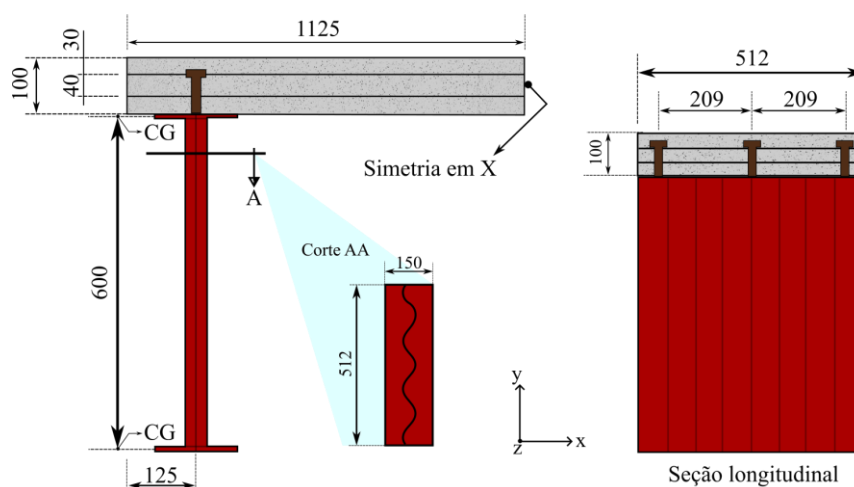
Figura 4.13 – Condições de contorno e carregamento para validação de Qi *et al.* (2020)

Fonte: Autora (2026)

4.2 MODELO CALENZANI (2008)

O modelo de Calenzani (2008) simula o Mecanismo “U” Invertido, onde o carregamento é aplicado no sentido de abertura do pórtico. Na validação do ensaio, assim como aplicado pela autora, a simetria ao longo do eixo X foi aplicada, sendo as demais condições de contorno discutidas no item 4.1.5. A Figura 4.14 mostra as dimensões do modelo U1-P, idênticas às do protótipo U2-P, diferindo apenas quanto à quantidade de conectores: o primeiro possui uma única fila, enquanto o segundo apresenta duas filas, espaçadas em 80 mm ao longo do eixo X . Esses conectores têm diâmetro 19 mm e altura 76 mm, após solda. Para as armaduras longitudinais, adotou-se $\phi 8\text{mm}$ c/200mm para negativa, e $\phi 6,3\text{mm}$ c/200mm para positiva. As armaduras transversais seguiram mesmo padrão. O cobrimento adotado foi de 30 mm.

Figura 4.14 – Dimensões (em mm) do protótipo U1-P



Fonte: Autora (2026)

O módulo de elasticidade (E), resistência a compressão e tração do concreto ($f_{c,j}$, f_t), resistência ao escoamento do aço (f_y) e coeficiente de Poisson (ν), utilizadas na validação dos

protótipos U1-P e U2-P, estão apresentadas na Tabela 4.3. As relações constitutivas adotadas estão descritas no item 4.1.1.

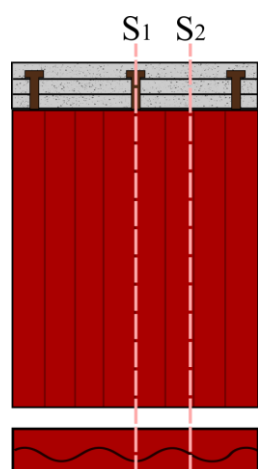
Tabela 4.3 – Propriedade dos materiais utilizados na validação de Calenzani (2008)

Elemento	E (MPa)	ν	f_y (MPa)	f_u (MPa)	$f_{c,j}$ (MPa)	f_t (MPa)
Perfil de aço	205000	0,3	349,8	470	-	-
Laje de concreto	21601,7	0,19	-	-	25,963	2,769
Armaduras	205000	0,3	-	-	-	-
Conectores	205000	0,3	345	415	-	-

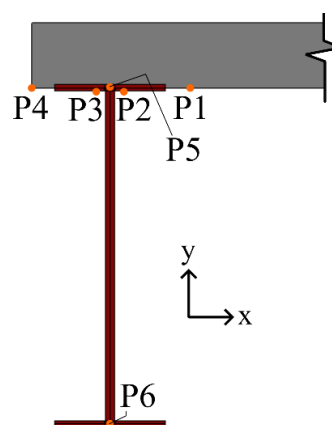
O momento atuante, utilizado para construção do gráfico momento versus rotação, foi tomado como o produto da força de reação medida no ponto de aplicação do deslocamento (mesa inferior) pela distância entre os centros geométricos das mesas do perfil (h_0). Já a rotação foi medida por meio dos deslocamentos de pontos específicos. Os pontos P1 e P4, identificados na Figura 4.15, foram utilizados para determinação da rotação da laje (θ_1). Os pontos P2 e P3, onde há a influência da conexão de cisalhamento, foram utilizados para determinar a rotação desses conectores (θ_3). Por fim, os pontos alocados no perfil, P5 e P6, foram utilizados para determinar a rotação da alma (θ_2).

Esses pontos de coletas estão presentes em duas seções, indicadas na Figura 4.15: exatamente no meio do comprimento do modelo (S_1), com a influência direta da conexão de cisalhamento, e em aproximadamente meia distância entre os conectores (S_2), região sem influência direta da conexão. O valor final das respectivas rotações de cada elemento foi determinado como a média entre os valores obtidos em S_1 e S_2 .

Figura 4.15 – Seções e pontos para coleta das rotações no software Abaqus



(a) Seções de coleta



(b) Pontos para rotação dos elementos

Fonte: Autora (2026)

Dessa forma, a rigidez rotacional da laje fica determinada pela Equação (4.22), onde $D_{1,4}$ é a distância entre os pontos de medição P1 e P4. Para rotação da conexão de cisalhamento, utilizou-se a Equação (4.23), com a distância entre os pontos P2 e P3 ($D_{2,3}$) e para rotação da alma, a Equação (4.24), com a distância entre os pontos ($D_{5,6}$) que equivale à distância entre centroide das mesas do perfil. Tem-se que θ_R , na Equação (4.25) equivale a rotação total da viga mista.

$$\theta_1 = \frac{|\delta_{y,P1}| + |\delta_{y,P4}|}{D_{1,4}} \quad (4.22)$$

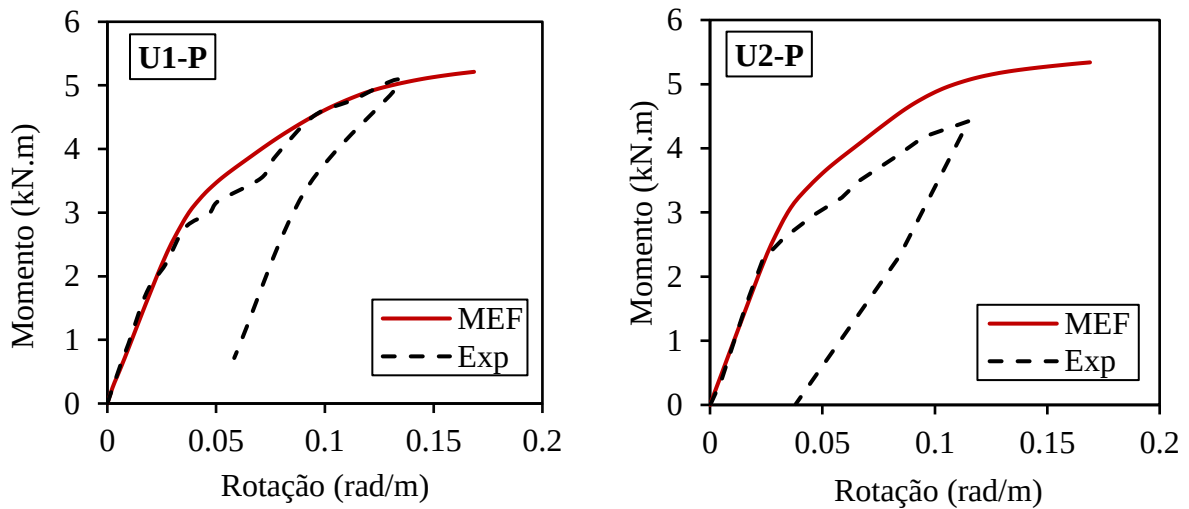
$$\theta_3 = \frac{|\delta_{y,P2}| + |\delta_{y,P3}|}{D_{2,3}} - \theta_1 \quad (4.23)$$

$$\theta_2 = \frac{|\delta_{x,P6} - \delta_{x,P5}|}{D_{5,6}} - \theta_3 - \theta_1 \quad (4.24)$$

$$\theta_R = \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 \quad (4.25)$$

A Figura 4.16 apresenta as curvas momento versus rotação total obtidos numérica e experimentalmente para ambos os protótipos. Observa-se que o modelo numérico U1-P se aproximou da curva experimental com maior precisão. Ainda assim o modelo U2-P é considerado validado, uma vez que a rigidez rotacional total da viga mista é dada pelo coeficiente angular da reta tangente correspondente à fase elástica do gráfico, que coincidiu perfeitamente.

Figura 4.16 – Calibração dos modelos de Calenzani (2008)

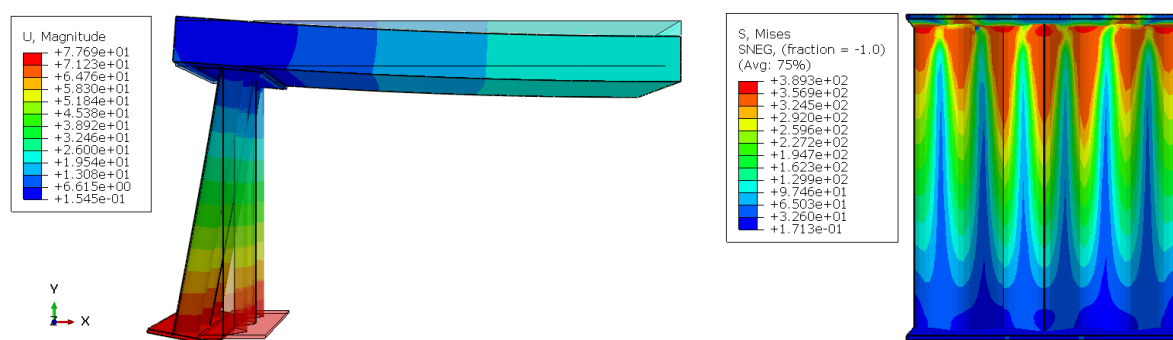


Fonte: Autora (2026)

Para o protótipo U1-P o momento numérico correspondente ao último estágio de carregamento experimental é aproximadamente igual a 5,03 kN.m, enquanto o momento

observado no ensaio foi de 5,02 kN.m, apresentando erro relativo de 0,12%. Em termos de rotação, foi observado um erro relativo de 1,69% ao comparar a rotação obtida no ponto mais próximo ao último ponto experimental, que foi de 0,1361 rad, enquanto a numérica foi de aproximadamente 0,1338 rad. Já o deslocamento da mesa inferior no perfil numérico foi de 77,69 mm, enquanto no ensaio experimental foi medido 80,51mm, resultando em um erro relativo de 3,5%. A Figura 4.17 apresenta a posição deformada da viga U1-P, para o subintervalo correspondente ao último estágio de carregamento experimental, bem como as tensões de Von Mises no perfil. Por fim, a Figura 4.18 apresenta o comparativo entre a deformada numérica e experimental, em que se observou o descolamento da mesa superior da laje de concreto.

Figura 4.17 – Posição deformada e tensões de Von Mises do protótipo U1-P



Fonte: Autora (2026)

Figura 4.18 – Detalhe do descolamento da mesa superior

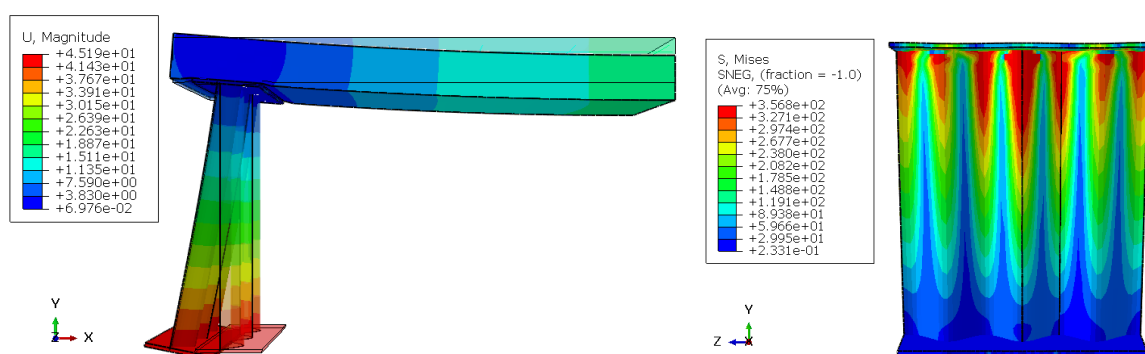


Fonte: Calenzani (2008) e Autora (2024)

Para o protótipo U2-P o momento numérico correspondente ao último estágio de carregamento experimental foi de aproximadamente 5,06 kN.m, apresentando 14,5% de erro relativo ao experimental, cujo momento foi de 4,42 kN.m. A rotação numérica neste ponto foi de 0,081 rad e o deslocamento, 45,19 mm, que acumulam erros de 29,9% e 35,6% em relação à rotação e deslocamento experimentais. Vale ressaltar que o valor de deslocamento obtido por

Calenzani (2008) em sua validação numérica apresenta erro de 34,67%. A Figura 4.19 apresenta a posição deformada da viga U2-P, para o subintervalo correspondente ao último estágio de carregamento experimental, bem como as tensões de Von Mises no perfil. A deformada numérica, assim como a experimental, não apresentou descolamento da mesa do perfil em relação à laje de concreto, por apresentar dois conectores soldados simetricamente em relação à alma do perfil.

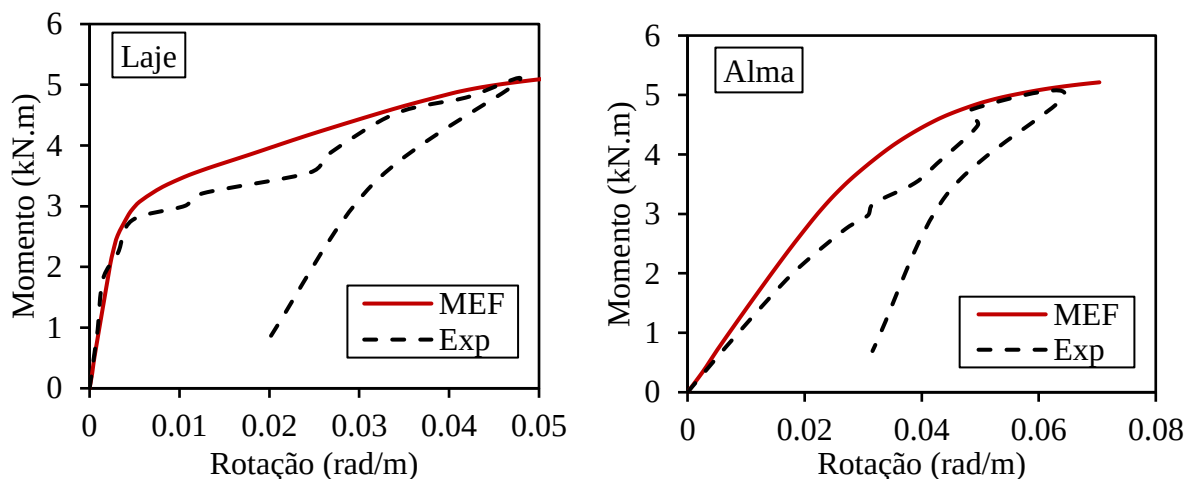
Figura 4.19 – Posição deformada e tensões de Von Mises do protótipo U2-P



Fonte: Autora (2026)

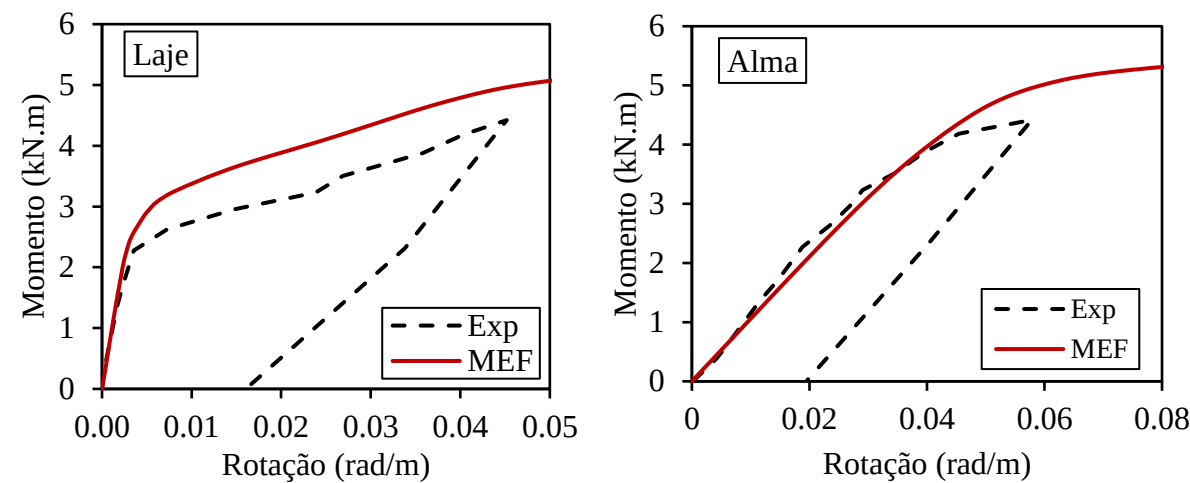
Analisando individualmente cada elemento da viga mista, a Figura 4.20 apresenta as curvas de momento versus rotação para a laje e alma da viga mista U1-P. E a Figura 4.21, da viga mista U2-P. Em ambos os casos, a curva numérica da rigidez rotacional da alma foi a que apresentou melhor concordância nos resultados. A curva para rigidez dos conectores mostrou-se discrepante do resultado experimental, mesmo o modelo como um todo tendo sido considerado validado, mas por ser uma grandeza desprezada normativamente, não será discutido neste tópico. A resposta obtida para laje, numericamente, não apresentou os patamares de fissuração bem definidos, mas o comportamento foi muito similar, de maneira geral.

Figura 4.20 – Curva momento versus rotação da laje e alma U1-P



Fonte: Autora (2026)

Figura 4.21 – Curva momento versus rotação da laje e alma U2-P

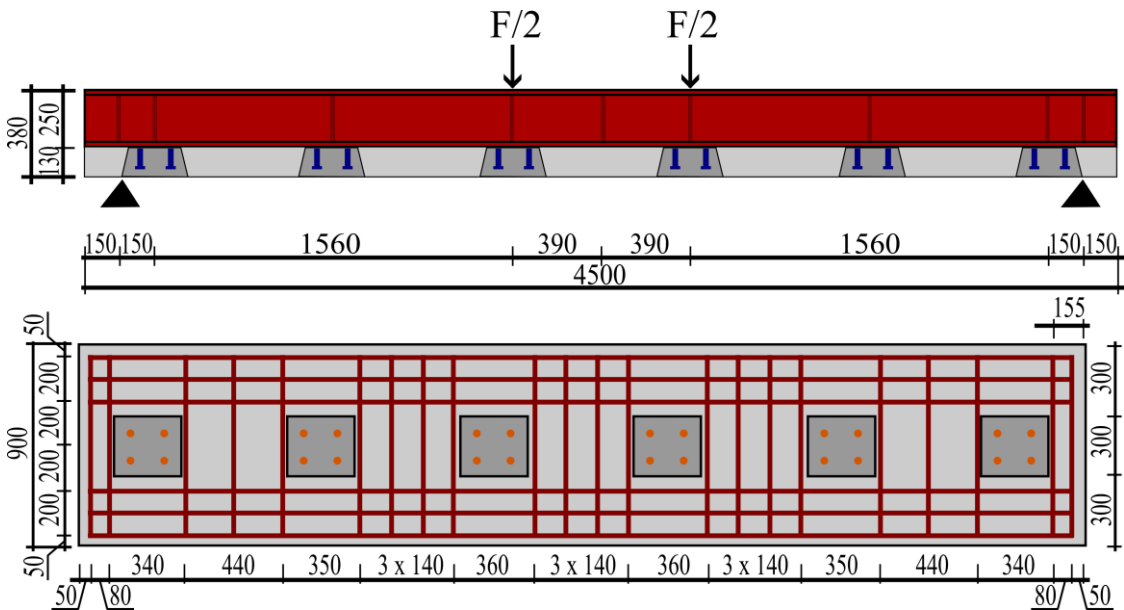


Fonte: Autora (2026)

4.3 MODELO QI ET AL. (2020)

O estudo de Qi *et al.* (2020) consiste em um ensaio de flexão de 4 pontos, cujas dimensões estão apresentadas na Figura 4.22. As propriedades mecânicas dos materiais utilizados estão apresentadas na Tabela 4.4, de forma que as relações constitutivas já foram apresentadas no item 4.1.1. As demais características como interação entre elementos, malha adotada, imperfeições utilizadas e condições de contorno, já foram apresentadas.

Figura 4.22 – Dimensões (em mm) do ensaio de Qi *et al.* (2020)

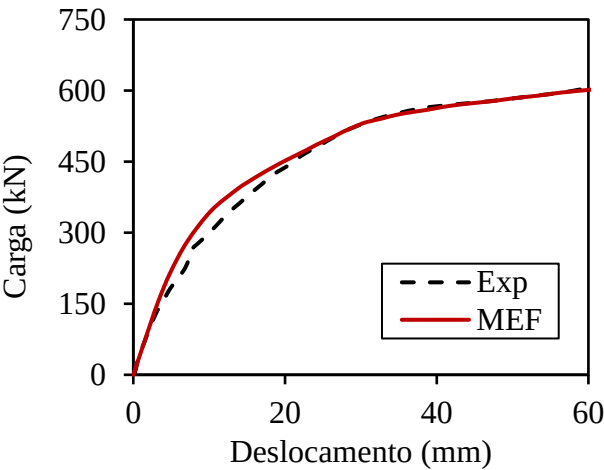


Fonte: Adaptado de Ribeiro (2024)

Tabela 4.4 – Propriedade dos materiais utilizados na validação de Qi <i>et al.</i> (2020)						
Elemento	E (MPa)	ν	f_y (MPa)	f_u (MPa)	f_c (MPa)	f_t (MPa)
Perfil de aço	200000	0,3	360	505	-	-
Laje de UHPC	48000	0,2	-	-	125	7,5
Armaduras	200000	0,3	390,4	-	-	-
Conectores	200000	0,3	567,1	673,1	-	-

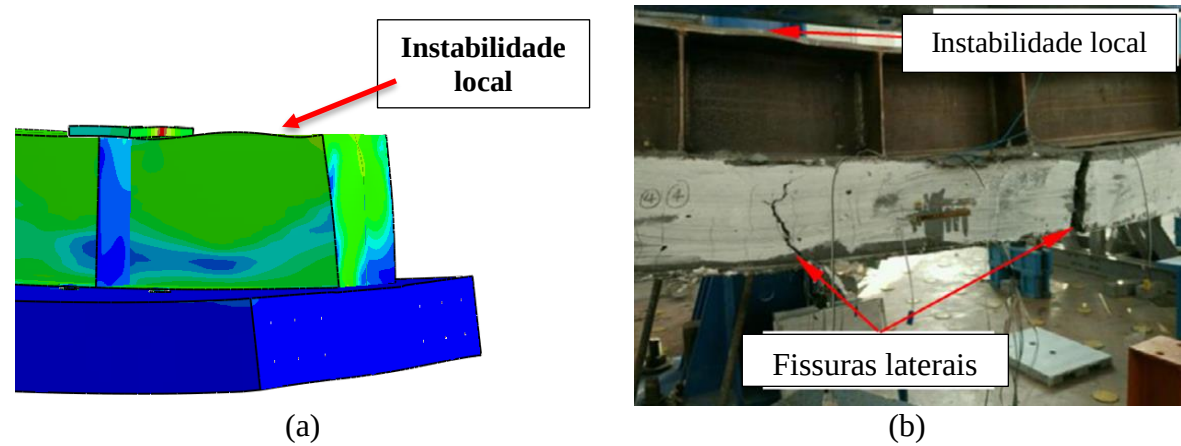
A Figura 4.23 apresenta o gráfico carga versus deslocamento numérico e experimental. Observa-se que o modelo é validado, apresentando carga numérica igual a 605,1 kN, enquanto a experimental foi de aproximadamente 602 kN, apresentando erro de 0,51%. Para maiores detalhes, a Figura 4.24 apresenta a comparação da deformada obtida no Abaqus (a), em escala ampliada para melhor visualização, e no ensaio experimental (b).

Figura 4.23 – Calibração do modelo de Qi *et al.* (2020)



Fonte: Autora (2026)

Figura 4.24 – Comparação entre as deformadas para validação do modelo



Fonte: Autora (2026) e Qi *et al.* (2020)

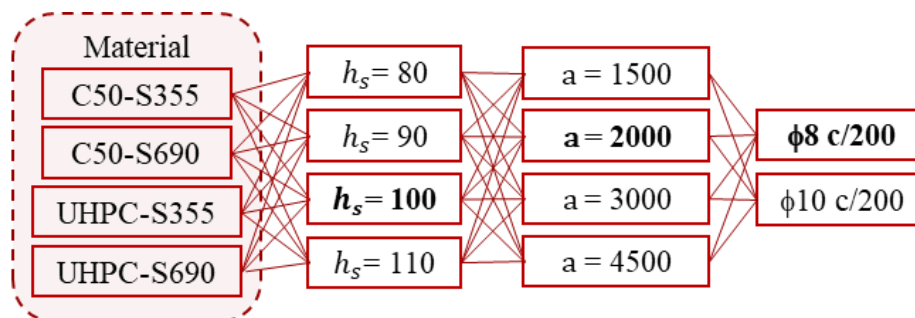
5 ESTUDO DA RIGIDEZ ROTACIONAL

O estudo paramétrico para avaliação da rigidez rotacional em vigas celulares mistas, consiste na modelagem do Mecanismo “U” Invertido, utilizando o software ABAQUS® 2023, como validado pelo ensaio de Calenzani (2008). Foram estabelecidos alguns parâmetros influentes na rigidez e flexibilidade de cada elemento das vigas celulares mistas analisadas, sendo eles: altura do perfil celular (d), diâmetro do alvéolo (a_0), distância entre centro dos alvéolos, ou passo (p), espessura da laje (h_s), espessura da alma (t_w) e mesas (t_f), largura da mesa (b_f), área de armadura negativa (A_s), distância entre vigas de aço paralelas (a) e os parâmetros relacionados ao material (C50, UHPC, S355, S690). Três blocos de parametrização foram analisados, separando os parâmetros mais influentes para rigidez à flexão da laje fissurada (bloco 1), alma do perfil (bloco 2) e conectores de cisalhamento (bloco 3). Ao todo, 380 modelos foram analisados, com valores numéricos de rigidez à flexão da laje ($k_{1,MEF}$), rigidez à flexão transversal da alma ($k_{2,MEF}$) e rigidez da conexão de cisalhamento ($k_{3,MEF}$) coletados.

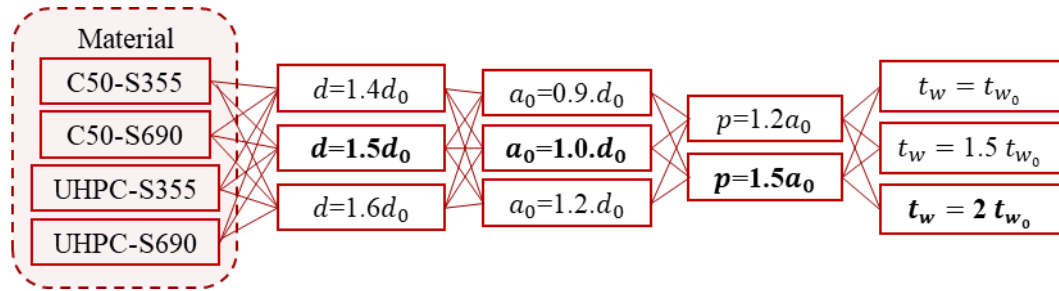
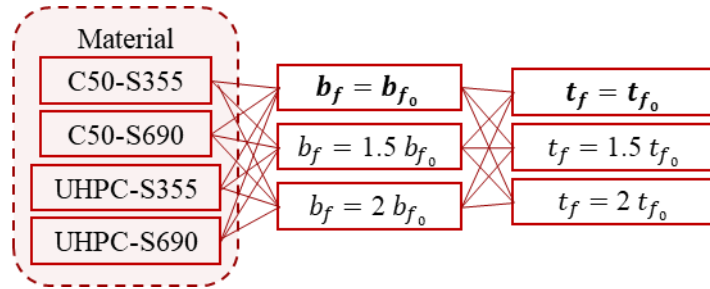
5.1 DEFINIÇÃO DOS PARÂMETROS E MODELAGEM

A variação dos parâmetros em seus respectivos blocos está ilustrada na Figura 5.1. Algumas relações foram tomadas como referência, por se repetirem em todos os blocos, sendo essas representadas em negrito. Essas relações de referência são mantidas fixas quando outros parâmetros são variados em cada bloco. A expansão do perfil celular foi originada de um perfil de alma cheia da série UB 356x171x45, com altura original (d_o) de 351,4 mm, espessura da mesa (t_{fo}) e da alma (t_{wo}) iguais a 9,7 mm e 7 mm e largura da mesa (b_{fo}) de 171,1 mm.

Figura 5.1 – Parâmetros (em mm) propostos para avaliação da rigidez rotacional

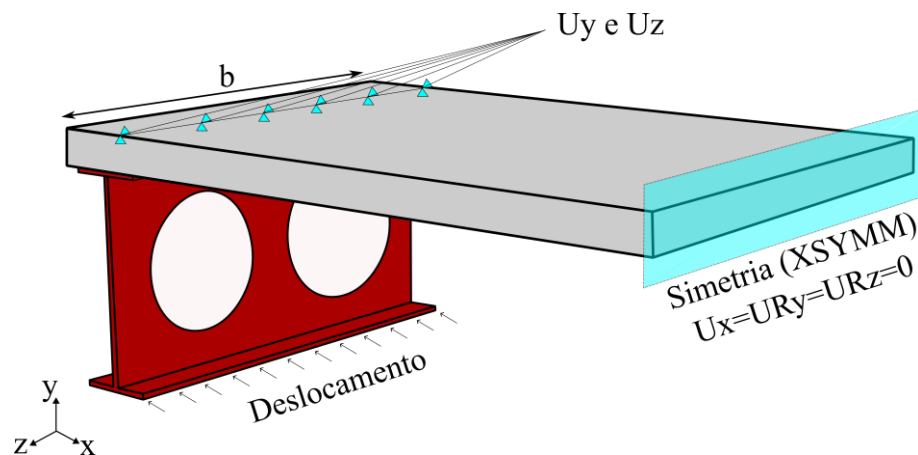


(a) Bloco 1: Avaliação da rigidez à flexão da laje fissurada (k_1)

(b) Bloco 2: Avaliação da rigidez da alma do perfil (k_2)(c) Bloco 3: Avaliação da rigidez dos conectores de cisalhamento (k_3)

O mecanismo utilizado para parametrização está ilustrado na Figura 5.2. O comando de simetria foi utilizado, assim como na validação, e o deslocamento aplicado foi distribuído ao longo de toda a mesa inferior. Parâmetros como largura da laje de concreto (b) e consequentemente, comprimento do perfil metálico, medidos ao longo do eixo Z , são dependentes do diâmetro do alvéolo e do passo (p) adotado, de forma que a largura dos montantes de extremidade (b_{we}) foram mantidas iguais a 100 mm em todos os modelos. A Tabela A.1, do Apêndice, expõe todos os modelos analisados, com as respectivas propriedades geométricas utilizadas.

Figura 5.2 – Mecanismo U invertido para parametrização

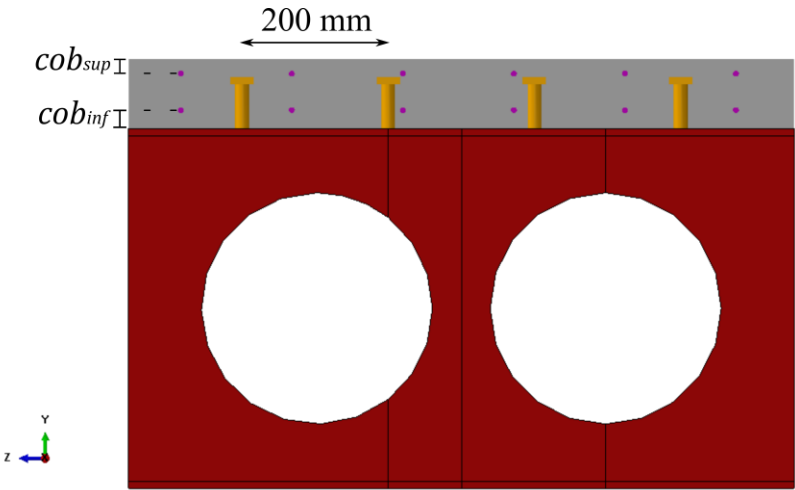


Fonte: Autora (2026)

Para as armaduras positiva e negativa, foram adotados cobrimentos de 2,5 cm. Entretanto, no bloco 2, visando fixar a quantidade de armaduras na seção em $6\phi 8$ mm, ao invés

do espaçamento entre elas ($\phi 8$ mm c/ 200 mm), adotou-se cobrimento de 20 cm para armadura superior, a fim de evitar problemas de contato no modelo numérico. O conector foi modelado com 19 mm de diâmetro, 75 mm de altura e 200 mm de espaçamento entre eles, como mostra a Figura 5.3. Foi considerado apenas um conector por seção, simulando o caso mais crítico para análise. Para as lajes de espessura 80 mm, a geometria do conector foi adotada semelhante aos estudos de (Oliveira et al., 2025), também com 19 mm de diâmetro, mas com altura 60 mm. Essa espessura de laje foi considerada para atender aos principais benefícios da utilização do UHPC em estruturas: a redução da seção transversal e economia de consumo de material. Outros estudos que envolvem a utilização do UHPC, justificam a adoção de lajes mais esbeltas para esse material, por exemplo o estudo de Zhao *et al.* (2024).

Figura 5.3 – Vista lateral do Mecanismo “U” Invertido



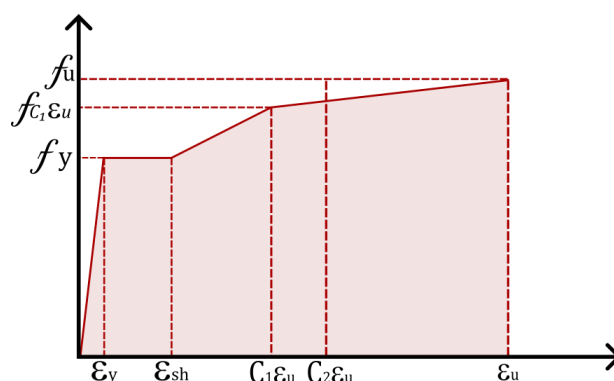
Fonte: Autora (2026)

Quanto às propriedades dos materiais, considerou-se as mesmas utilizadas na validação, descrita no item 4.1.1. Para o AAR, adotou-se o modelo constitutivo de Yun e Gardner (2017), com propriedades mecânicas obtidas por Tong *et al.* (2022). A Tabela 5.1 resume esses parâmetros e a Figura 5.4 ilustra o modelo adotado para o AAR.

Tabela 5.1 – Propriedade dos materiais para estudo da rigidez rotacional

Material	E (MPa)	ν	f_y (MPa)	f_u (MPa)	f_{ck} (MPa)	f_{ctm} (MPa)
Aço S355	200000	0.3	355	470	-	-
Aço S690	204000	0.3	777	870	-	-
Concret C50	37277.9	0.2	-	-	50	4.07
UHPC (Qi <i>et al.</i> , 2020)	48000	0.2	-	-	125	7.5
Armaduras	205000	0.3	500	550	-	-
Conectores	200000	0.3	345	-	-	-

Figura 5.4 – Modelo constitutivo de Yun e Gardner para AAR

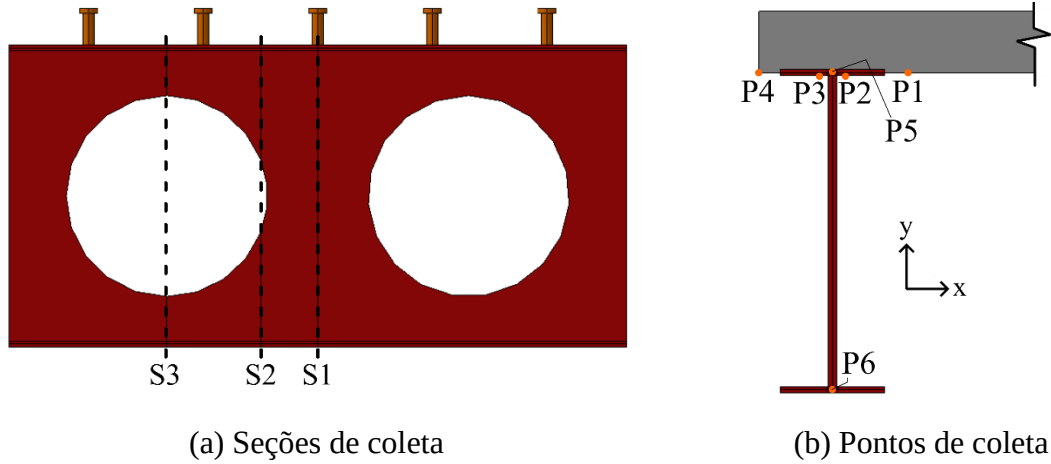


Fonte: Adaptado de Yun e Gardner (2017)

As análises numéricas foram realizadas por meio do procedimento de análise *Static General*. O processo de solução foi conduzido de forma incremental e iterativa, com controle automático de incrementação, sendo definidos valores de incremento inicial, mínimo e máximo, permitindo o ajuste do tamanho dos incrementos em função da convergência do método. A não linearidade geométrica foi desconsiderada e o equilíbrio estrutural foi resolvido pelo solver implícito, com número máximo de iterações por incremento previamente estabelecido.

5.2 PROCEDIMENTO PARA OBTENÇÃO DAS RIGIDEZES ISOLADAS

A rigidez rotacional de cada elemento foi coletada com base na curva momento versus rotação, assim como foi feito na validação do Mecanismo “U” Invertido pelos estudos de Calenzani (2008). Para a determinação do momento, foi considerada a distância entre centros de gravidade das mesas do perfil (h_0) como braço de alavanca para atuação da força, que é aplicada no centroide da mesa inferior do perfil. Já as rotações foram determinadas por meio dos deslocamentos verticais e horizontais de alguns pontos, como descrito no item 4.2. Três seções foram definidas para coleta dos mesmos: região de influência direta do conector (S1), região entre conectores (S2) e exatamente no Duplo T do alvéolo (S3). A Figura 5.5 ilustra essas seções e repete os pontos de coleta dos deslocamentos para determinação da rotação. As mesmas equações utilizadas na validação são aplicadas também no estudo paramétrico, estando essas indicadas mais uma vez nas Equações (5.1)-(5.4).

Figura 5.5 – Seções e pontos de coleta para rotação (θ) dos elementos

Fonte: Autora (2026)

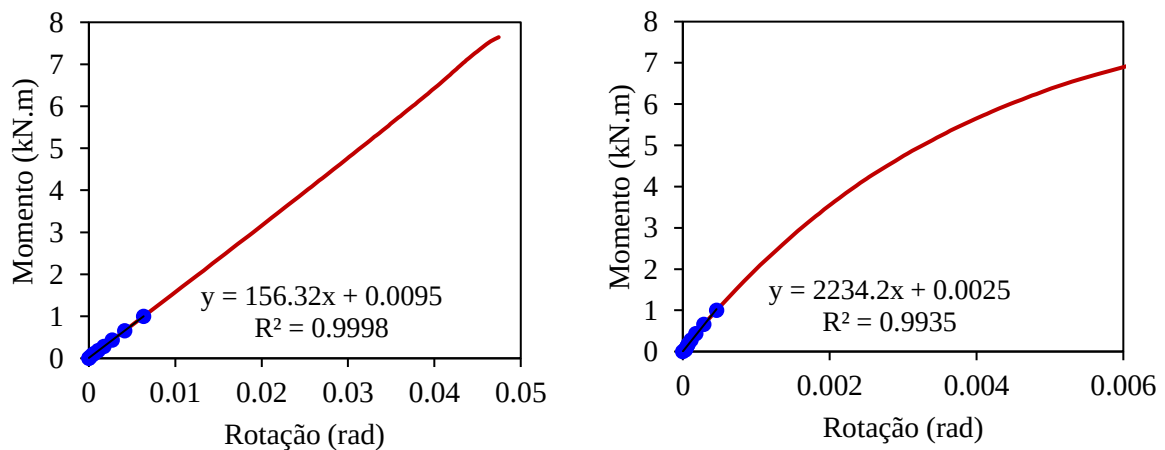
$$\theta_1 = \frac{|\delta_{y,P1}| + |\delta_{y,P4}|}{D_{1,4}} \quad (5.1)$$

$$\theta_3 = \frac{|\delta_{y,P2}| + |\delta_{y,P3}|}{D_{2,3}} - \theta_1 \quad (5.2)$$

$$\theta_2 = \frac{|\delta_{x,P6} - \delta_{x,P5}|}{D_{5,6}} - \theta_3 - \theta_1 \quad (5.3)$$

$$\theta_t = \theta_1 + \theta_2 + \theta_3 \quad (5.4)$$

A rigidez da alma ($k_{2,MEF}$) e da conexão de cisalhamento ($k_{3,MEF}$) foram determinadas pelo coeficiente angular da reta correspondente ao trecho inicial da curva momento versus rotação, garantindo ajustes com coeficientes de determinação R^2 muito próximos de 1. Para padronização, coletaram-se pontos até que o momento atingisse pelo menos 1 kN.m, certificando-se de que os pontos pertençam ao trecho elástico do gráfico, como ilustra a Figura 5.6, pelos pontos em azul.

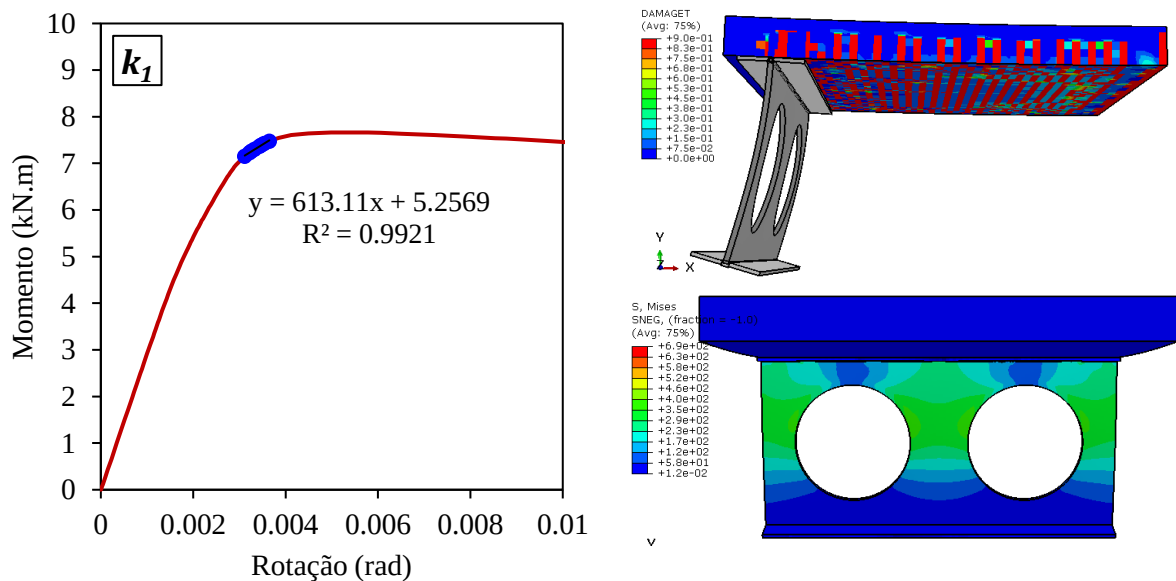
Figura 5.6 – Obtenção da rigidez à rotação da alma ($k_{2,MEF}$) e conector ($k_{3,MEF}$)

(a) Coleta para alma do perfil

(b) Coleta para conectores de cisalhamento

Fonte: Autora (2026)

A rigidez à flexão da laje fissurada ($k_{1,MEF}$) também foi obtida a partir do coeficiente angular da curva momento-rotação. Entretanto, a coleta foi feita no trecho após a fissuração do concreto e antes do escoamento total do perfil de aço. Na prática, essa região é identificada no gráfico como o segmento onde a inclinação da curva diminui devido à perda de rigidez, como é possível visualizar na Figura 5.7. No modelo numérico, o estágio de fissuração foi identificado utilizando o comando DAMAGET, disponível no Abaqus. Assim, os dados utilizados para determinar $k_{1,MEF}$ foram obtidos no incremento de análise logo após o início da fissuração da laje e antes da deformação plástica no perfil de aço, correspondendo a uma porção estável da curva. Um número suficiente de pontos dentro desse intervalo foi selecionado para garantir um coeficiente de determinação R^2 confiável. Na Figura 5.7 é apresentada a imagem do mecanismo no estágio final da coleta de $k_{1,MEF}$, para melhor visualizar a fissuração da laje e também as tensões no perfil de aço (nesse caso, um perfil com S690).

Figura 5.7 – Obtenção da rigidez à rotação da laje fissurada (k_1)

Fonte: Autora (2026)

Vale ressaltar que a rigidez coletada pelos gráficos é obtida para a largura da laje adotada na parametrização (b). Porém a rigidez utilizada nas formulações é dada por unidade de comprimento da viga. Por isso, para obter o valor final dessas rigidezes, multiplicou-se o coeficiente angular da reta pela largura da laje (b) em metros, adotada na parametrização.

5.3 ANÁLISE DOS RESULTADOS

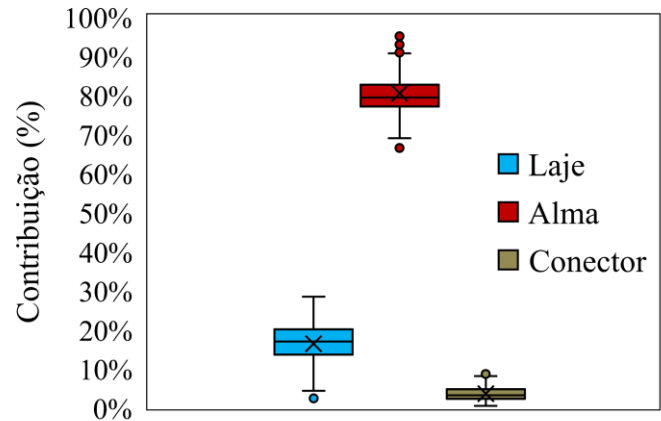
Os resultados desse estudo paramétrico foram utilizados como banco de dados para treinamento de uma rede neural artificial (RNA) que prevê valores de k_1 e k_2 para as vigas celulares mistas, considerando também o AAR e UHPC. Entretanto, antes do treinamento da RNA, é necessária uma análise inicial dos resultados, para compreender como a presença das aberturas na alma do perfil influencia no valor da rigidez do mecanismo e qual o grau de contribuição de cada elemento para a rigidez total k_r . Além disso, é interessante entender qual o ganho de rigidez no mecanismo ao utilizar-se materiais de alta resistência. Para isso, divide-se este tópico em 3 partes de análises: contribuição de cada elemento; influência dos parâmetros geométricos e do material; comparação com valores analíticos.

5.3.1 Contribuição de cada elemento da viga mista na determinação de k_r

As atuais normativas desprezam a rigidez fornecida pelos conectores de cisalhamento na determinação da rigidez rotacional do Mecanismo “U” Invertido. Isso acontece por essa ser superior quando comparada à rigidez fornecida pela laje e pelo perfil. Uma vez que na associação em série para determinação de k_r é considerado o inverso da rigidez de cada elemento, como mostra a Equação (2.2), a rigidez da conexão de cisalhamento pode ser desprezada sem prejuízo nas vigas mistas com perfis de alma cheia, fato confirmado inclusive nos estudos de Dietrich (2017). Para as vigas celulares mistas isso também é válido.

A Figura 5.8 mostra as estatísticas de contribuição de cada elemento da viga mista no Mecanismo “U” como um todo, considerando todos os modelos analisados na parametrização. É possível identificar que a maior parte da flexibilidade do sistema é dada pela alma do perfil, com 80% de contribuição, em média. Observa-se também, a baixa contribuição da conexão de cisalhamento, menor que 5% na maioria dos modelos. Isso justifica a desconsideração dessa rigidez k_3 também para as vigas mistas com perfis celulares. Na contribuição da laje, observa-se maior distribuição dos dados, isso acontece porque nos modelos com UHPC a contribuição da flexibilidade da laje à flexibilidade total do mecanismo é menor que a contribuição nos casos de laje com concreto C50. Os dados coletados de $k_{1,MEF}$, $k_{2,MEF}$ e $k_{3,MEF}$, bem como as contribuições individuais para os 380 modelos avaliados neste estudo paramétrico, estão expostos na Tabela A.1, no Apêndice.

Figura 5.8 – Contribuição de cada elemento para flexibilidade rotacional do Mecanismo “U”



Fonte: Autora (2026)

As lajes em UHPC apresentaram rigidez à flexão superior às lajes C50, apresentando média de contribuição de flexibilidade menor, como mostra a Tabela 5.2. Nota-se que esse mesmo raciocínio não pode ser empregado na análise do tipo de aço utilizado no perfil. Isso acontece porque a rigidez da alma do perfil (k_2) sofre maior influência de outros parâmetros, como espessura da alma, que afeta muito mais na contribuição de flexibilidade ao mecanismo.

Tabela 5.2 – Contribuição de cada elemento na flexibilidade rotacional

Estatística	C50			UHPC		
	Laje	Alma	Conector	Laje	Alma	Conector
Média	17.1%	79.5%	3.3%	15.1%	81.3%	3.6%
Mediana	18.3%	77.3%	2.9%	16.3%	80.1%	3.1%
Desvio Padrão	6.1%	6.5%	1.7%	4.8%	4.9%	1.7%
Mín	3.6%	66.3%	0.4%	2.3%	72.1%	0.4%
Máx	28.3%	94.2%	8.5%	27.3%	95.8%	7.9%
Estatística	S355			S690		
	Laje	Alma	Conector	Laje	Alma	Conector
Média	16.9%	79.5%	3.6%	15.6%	81.0%	3.4%
Mediana	16.9%	79.0%	3.1%	16.6%	79.3%	3.1%
Desvio Padrão	5.3%	5.4%	1.8%	5.9%	6.2%	1.7%
Mín	3.6%	66.3%	0.4%	2.3%	66.9%	0.4%
Máx	28.3%	94.2%	8.5%	27.7%	95.8%	7.9%
TOTAL						
Estatística	Laje		Alma		Conector	
Média	16.2%		80.3%		3.5%	
Mediana	16.8%		79.2%		3.1%	
Desvio Padrão	5.7%		5.9%		1.7%	
Mín	2.3%		66.3%		0.4%	
Máx	28.3%		95.8%		8.5%	

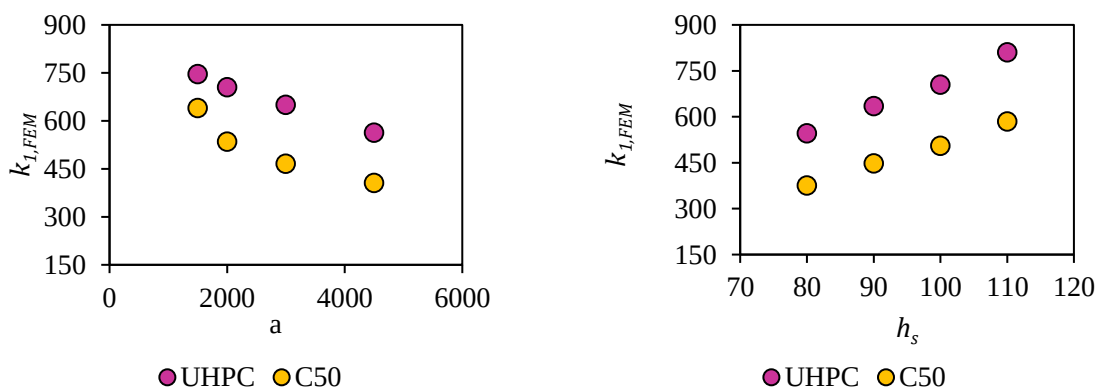
A maioria dos modelos que apresentaram contribuição da laje menor que 13% (Limite Inferior do boxplots da laje) são aqueles que possuem espessura de alma muito pequena, onde acontece o escoamento do perfil antes que a laje sequer fissure. Outros desses modelos apresentam distância entre vigas de aço paralela menores, o que garante maior rigidez à flexão da laje, diminuindo sua contribuição na flexibilidade rotacional.

Os modelos que apresentaram contribuição da flexibilidade do perfil acima de 85% (Limite Superior do boxplots do perfil) possuem espessura de alma de 7 mm ou 10,5 mm, combinadas às maiores relações de expansão, que resulta num perfil celular maior. Ou seja, resumidamente, os perfis mais esbeltos apresentam maior contribuição de flexibilidade, pois não possuem rigidez elevada. Somado à essas condições, a maioria desses modelos também apresentam diâmetro de abertura maior, com a relação $a_0=1,2d_0$.

5.3.2 Influência dos parâmetros geométricos e do material

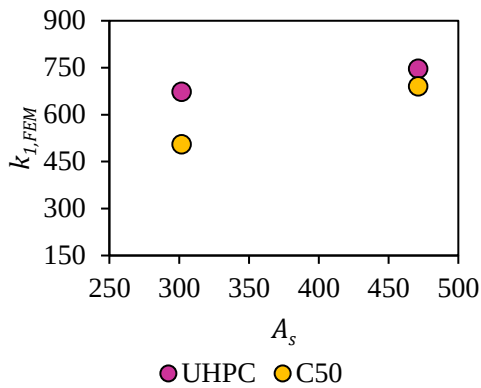
A Figura 5.9 mostra a influência dos parâmetros que foram analisados no bloco 1, ou seja, dos parâmetros relacionados à laje. É possível observar que a espessura da laje e a distância entre vigas paralelas são os parâmetros que mais influenciam na rigidez à flexão desse elemento. Observa-se também que a implementação do UHPC garante maior rigidez à flexão para laje, sendo esse ganho mais significativo que aquele obtido ao substituir aço comum para AAR no perfil, que não causa impacto ao k_1 .

Figura 5.9 – Influência dos parâmetros da laje (bloco 1) em $k_{1,FEM}$

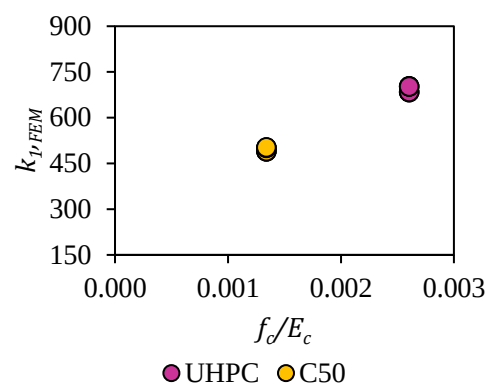


(a) Influência da distância entre vigas

(b) Influência da espessura da laje



(c) Influência da área de armadura negativa

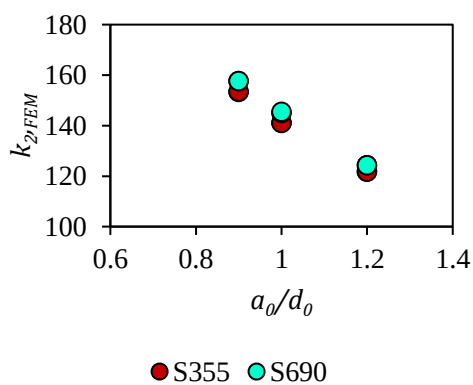


(d) Influência do tipo de concreto

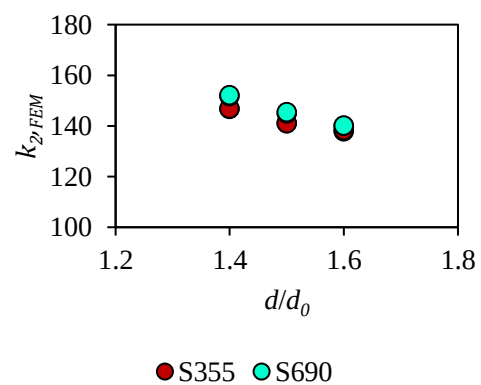
Fonte: Autora (2026)

A Figura 5.9(c), mostra que nos modelos de laje C50 o aumento na área de aço causa maior ganho de rigidez que nos modelos em UHPC. Isso acontece porque já nos modelos em UHPC e A_s menor ($\phi 8$ mm) não há tanta folga entre o intervalo de fissuração da laje (onde é coletado coeficiente angular para determinação de k_1) e o intervalo em que o perfil plastifica. Assim, por mais que a rigidez à flexão da laje aumente com o aumento de A_s ($\phi 10$ mm), nesses modelos a falha acaba acontecendo pela plastificação do perfil e o mecanismo não consegue aproveitar esse ganho de rigidez causado pelo aumento de armadura negativa.

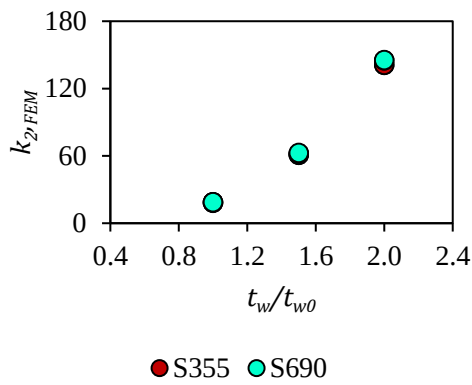
Para os parâmetros do bloco 2, relacionados ao perfil, como mostra a Figura 5.10, o aumento do diâmetro dos alvéolos e da altura do perfil influenciam nos valores de k_2 , assim como a relação adotada para o passo (p). Com valores maiores de a_0 a área útil do perfil para resistir ao carregamento fica menor, da mesma forma que menores montantes de alma tendem a acelerar o processo da plastificação do perfil. Esses fatores reduzem a rigidez encontrada na alma do perfil celular.

Figura 5.10 – Influência dos parâmetros do perfil (bloco 2) em $k_{2,FEM}$ 

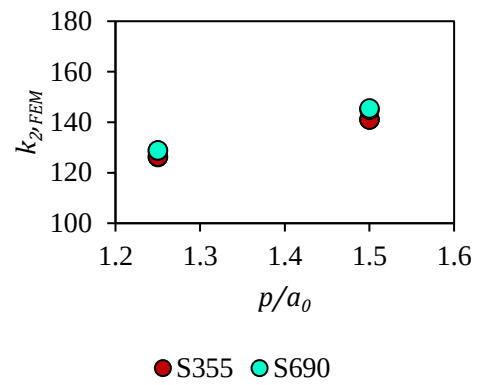
(a) Influência do diâmetro do alvéolo



(b) Influência da altura final do perfil celular



(c) Influência da espessura da alma
($t_{w0} = 7\text{mm}$)



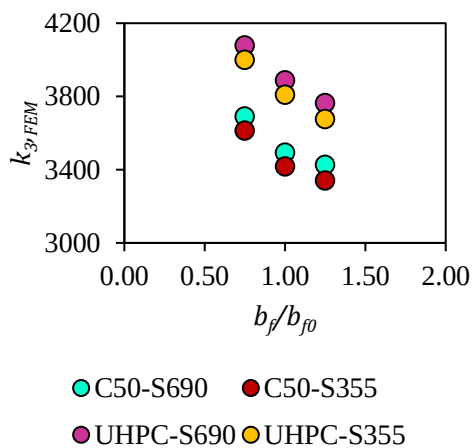
(d) Influência do passo

Fonte: Autora (2026)

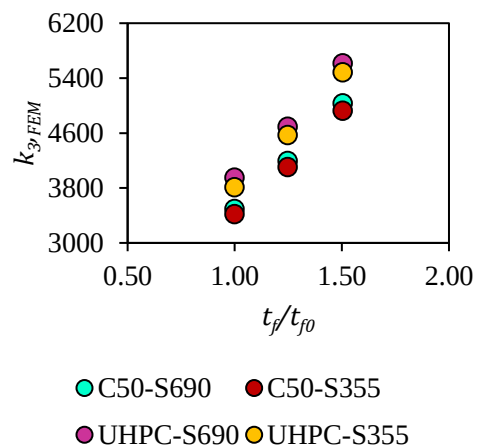
Observa-se na Figura 5.10(c) que a espessura da alma tem a maior influência nos valores de k_2 . Isso acontece porque, nos perfis celulares há uma grande tendência de falha do Mecanismo “U” pelo escoamento do perfil, que se inicia na região dos montantes. A diminuição de t_w gera um aumento na esbeltez local da alma (h_w/t_w), diminuindo significativamente a rigidez a flexão do elemento e provocando uma antecipação da plastificação na região do montante de alma. Dessa forma, o aumento da espessura t_w garante um aumento de rigidez k_2 maior até mesmo que o proporcionado pela incorporação de AAR.

Quanto aos parâmetros relacionados a k_3 , observa-se na Figura 5.11 que todos os parâmetros geraram influência na rigidez do conector. É certo que a quantidade e distância entre conectores influenciariam também no valor de k_3 , como mostrado nos estudos de Calenzani (2008) e Dietrich (2017). Porém, esses parâmetros não foram variados no presente estudo, porque já se esperava que k_3 não seria utilizada na alimentação do banco de dados da RNA.

Figura 5.11 – Influência dos parâmetros do bloco 3 em $k_{3,FEM}$



(a) Influência da largura da mesa
($b_{f0} = 171,1\text{ mm}$)

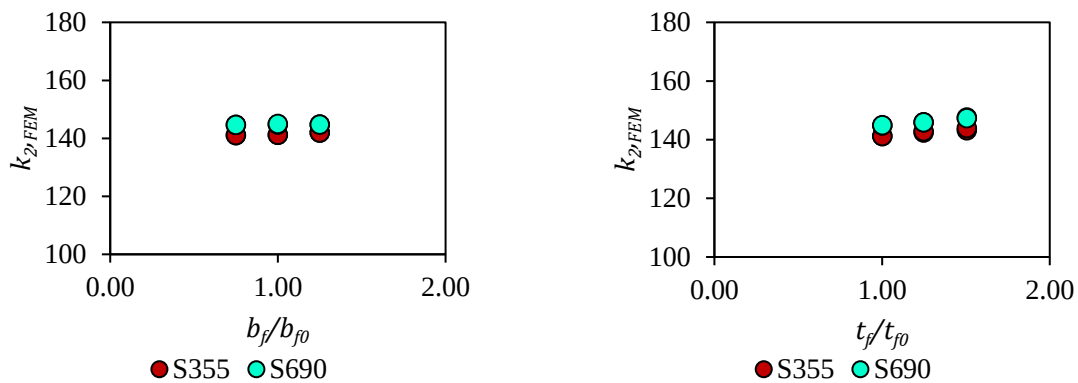


(b) Influência da espessura da mesa
($t_{f0} = 9,7\text{ mm}$)

Fonte: Autora (2026)

Para entender a influência da largura e espessura da mesa na rigidez à flexão transversal da alma do perfil celular, a Figura 5.12 mostra a variação de $k_{2,FEM}$ com a alteração desses parâmetros. Nota-se que a largura da mesa não exerce influência na rigidez da alma e que o aumento da espessura t_f , exerce uma pequena influência na rigidez k_2 .

Figura 5.12 – Influência dos parâmetros do bloco 3 em $k_{2,FEM}$



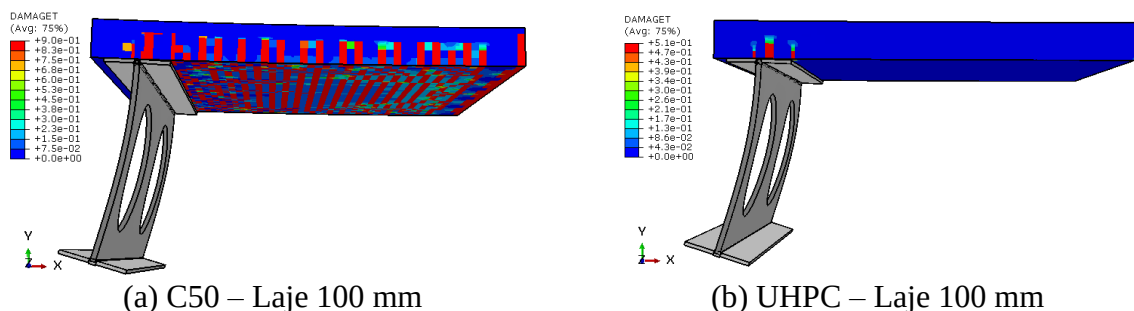
(a) Influência da largura da mesa
($b_{fo} = 171,1$ mm)

(b) Influência da espessura da mesa
($t_{fo} = 9,7$ mm)

Fonte: Autora (2026)

Um tópico interessante de análise é o comportamento das fissuras na laje quando adicionado o UHPC. Este material possui resistência à tração superior ao do concreto classe C50, além da sua capacidade de múltipla fissuração, que controla a abertura de fissuras. A Figura 5.13 mostra um comparativo entre a fissuração da laje num modelo “U” Invertido C50 e UHPC, ambos coletados para o respectivo incremento em que o deslocamento da mesa inferior seja igual a 35 mm. É possível observar que, para um mesmo nível de deslocamento na mesa inferior, a laje em UHPC apresenta uma redução significativa de fissuras.

Figura 5.13 – Nível de fissuração em lajes C50 e UHPC



(a) C50 – Laje 100 mm

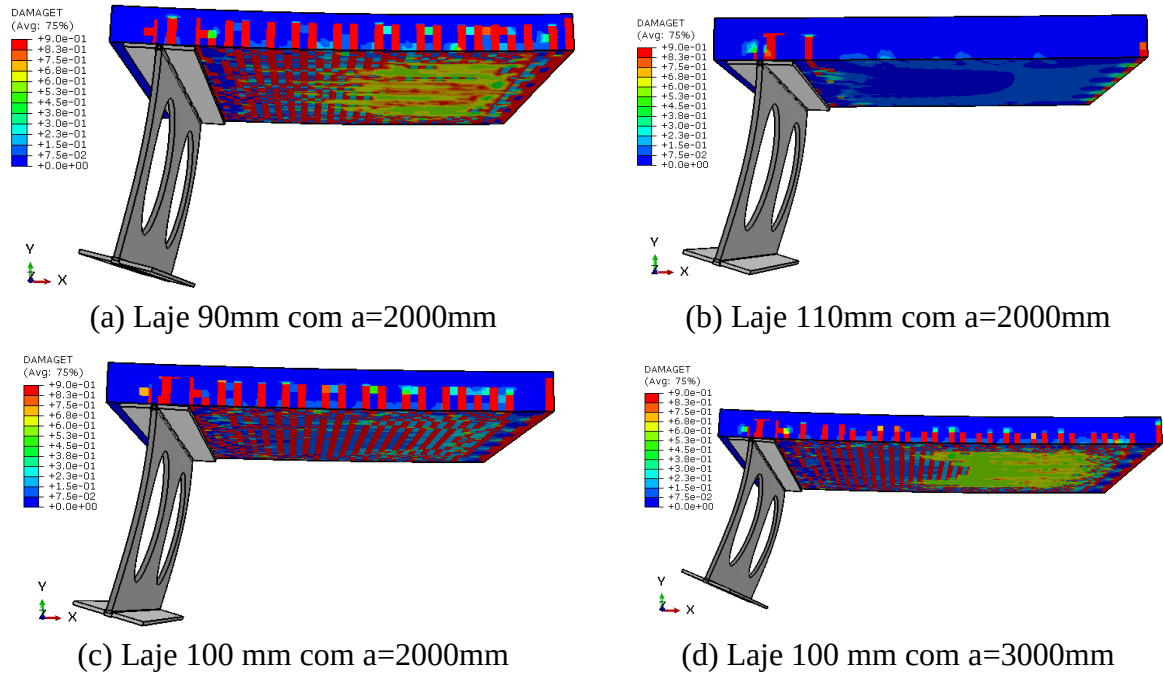
(b) UHPC – Laje 100 mm

Fonte: Autora (2026)

O nível de fissuração também pode ser comparado entre as diferentes espessuras de laje e os diferentes valores adotados para distância entre vigas paralelas. A Figura 5.14 mostra a comparação entre alguns modelos, para exemplificar ainda mais que as vigas celulares mistas de laje mais espessa são mais rígidas e, portanto, fissuram menos, apresentando menor

contribuição na flexibilidade rotacional. O mesmo vale para as vigas com maiores distâncias entre vigas paralelas, que são menos rígidas, portanto apresentam mais fissuras, e apresentam maior contribuição na flexibilidade rotacional do mecanismo.

Figura 5.14 – Nível de fissuração em diferentes h_s e a

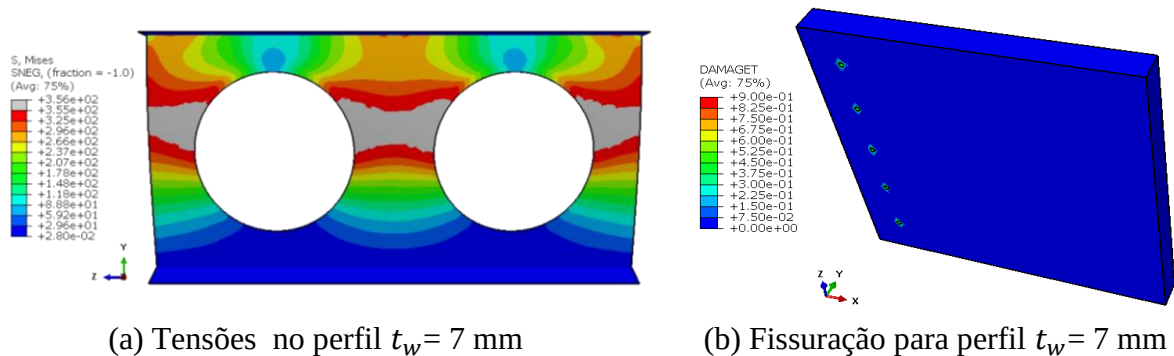


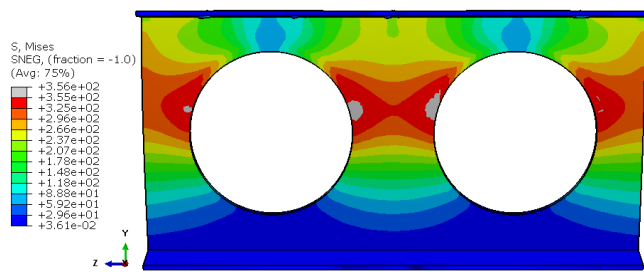
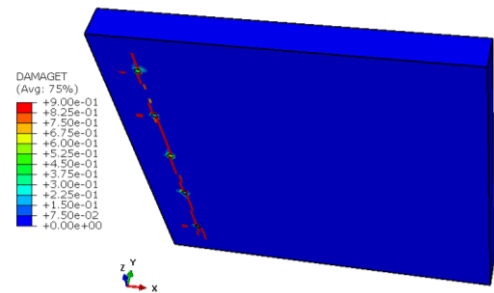
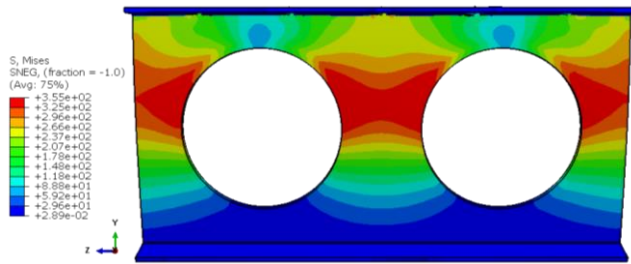
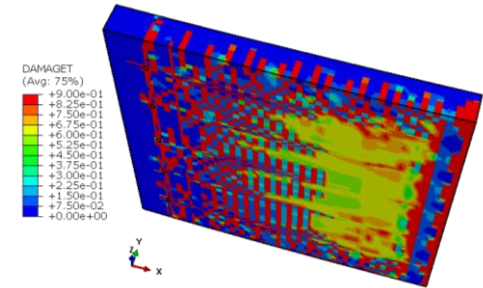
Obs: As deformadas foram coletadas para um mesmo deslocamento da mesa inferior (35mm).

Fonte: Autora (2026)

A Figura 5.15 mostra as tensões de Von Mises para diferentes valores de t_w em perfis com aço S355. Ao lado, está representada a fissuração na laje, para o mesmo incremento em que as tensões foram coletadas: deslocamento de 35 mm na mesa inferior do perfil. Observa-se que o perfil mais esbelto se aproxima mais da falha por plastificação, por apresentar uma grande área em cinza, onde a tensão de escoamento já foi atingida. Isso impacta diretamente na fissuração da laje, uma vez que, ao escoar rapidamente, o perfil não solicita por completo a laje como acontece para os casos de $t_w = 14$ mm, por exemplo, onde há maior grau de fissuração.

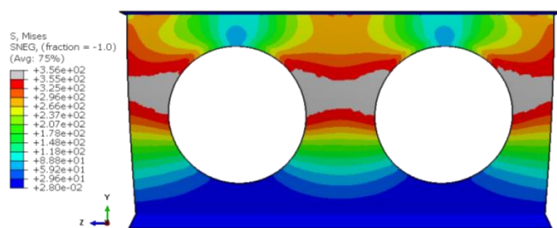
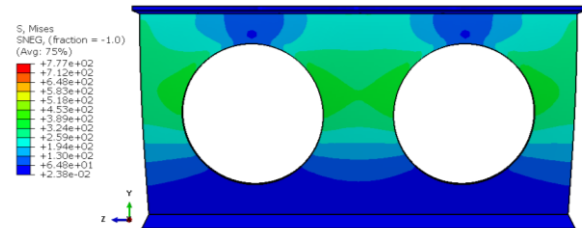
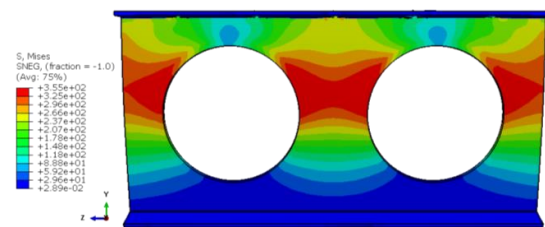
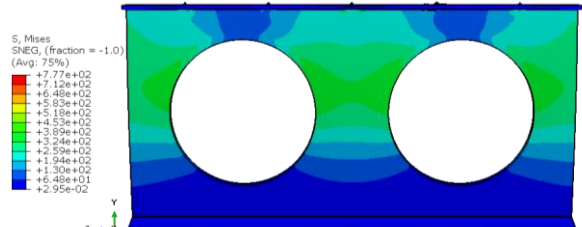
Figura 5.15 – Tensões de Von Mises (em N/mm²) e fissuração para diferentes t_w



(c) Tensões no perfil $t_w = 10$ mm(d) Fissuração para perfil $t_w = 10$ mm(e) Tensões no perfil $t_w = 14$ mm(f) Fissuração para perfil $t_w = 14$ mm

Fonte: Autora (2026)

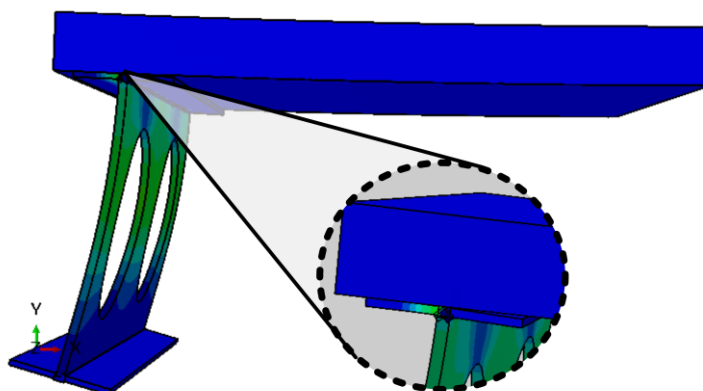
A Figura 5.16 compara as tensões atuantes em um perfil S355 e S690 de espessura de alma 7 e 14 mm, também analisadas para o incremento em que o deslocamento da mesa inferior é igual a 35 mm. Nota-se a vantagem de associar os perfis mais esbeltos a AAR, uma vez que a tensão de escoamento deste é maior, retardando a falha por plastificação da seção.

Figura 5.16 – Comparação da distribuição de tensões (em N/mm²) em perfis S355 e S690(a) $t_w = 7$ mm e aço S355(b) $t_w = 7$ mm e aço S690(c) $t_w = 14$ mm e aço S355(d) $t_w = 14$ mm e aço S690

Fonte: Autora (2026)

De maneira geral, observa-se em alguns modelos da parametrização o mesmo descolamento da mesa superior visualizado nos modelos físicos testados por Calenzani (2008), indicado na Figura 5.17.

Figura 5.17 – Descolamento da mesa superior



Fonte: Autora (2026)

O ponto crítico e que merece atenção nos casos aqui analisados é a presença dos alvéolos, que acelera o processo de escoamento do perfil, fazendo com que, nos casos de alma mais esbelta, o perfil atinja a falha antes que a laje apresente fissuras. Isso dificulta a análise e coleta da rigidez à flexão da laje fissurada (k_1), uma vez que a mesma precisa ser coletada para um intervalo pós fissuração, mas antes do escoamento total do perfil, como já explicado. É nesse sentido que a incorporação do AAR aos perfis celulares passa a ser mais vantajosa para o Mecanismo “U” como um todo, uma vez que esses aços apresentam tensão de escoamento elevada.

Outro ponto de atenção em relação ao AAR é que, por mais que apresente f_y maior em comparação aos aços comuns, o módulo de elasticidade (E) não se altera da mesma forma. Neste estudo partiram-se de dados experimentais de outros autores para caracterizar os materiais, sendo o E adotado para o AAR de 204 GPa, enquanto, para o aço comum utilizou-se 200 GPa. Como a rigidez k_2 é coletada na fase elástica do gráfico, onde a tensão de escoamento ainda não exerce influência e o que rege o comportamento do aço é o módulo de elasticidade, não é possível aproveitar toda a vantagem de utilização do AAR. Entretanto, como já explicado e mostrado ao longo deste capítulo, sua utilização garante maior solicitação da laje, fazendo com que esta se deforme mais, apresentando maiores níveis de fissuração e possibilitando a coleta mais exata de k_1 por meio da análise do gráfico de momento versus rotação da laje. Isso porque, com a laje devidamente solicitada, o comportamento da mesma fica completo, sendo possível identificar o intervalo de pontos em que há fissuração da laje antes da plastificação do perfil e falha do mecanismo, que é o intervalo ideal de coleta para k_1 , como já discutido.

5.3.3 Comparação de k_1 e k_2 com valores analíticos

O comportamento do Mecanismo “U” Invertido das vigas celulares mistas não é igual ao observado nas vigas mistas com perfis de alma cheia. A maior diferença está na rigidez da alma do perfil, que sofre perda significativa pela presença dos alvéolos. Em média 50% de rigidez é perdida ao acrescentar as aberturas circulares na alma do perfil. A mesma constatação foi feita por Silva (2021) para perfis castelados. A Tabela 5.3 exemplifica a perda da rigidez para algumas vigas de exemplo, onde foram modelados os mesmos perfis utilizados na parametrização, porém sem as aberturas, e comparados os valores de rigidez numérica para perfil alveolar ($k_{2,MEF}$), rigidez numérica para perfil de alma cheia ($k_{2,MEFAC}$) e rigidez analítica ($k_{2,A}$), que serve somente para o perfil de alma cheia. Considerando essa amostra de modelos, pode-se observar que a formulação atual existente nas normas para determinação de k_2 é eficaz para os perfis de alma cheia, porém pouco representativa para os perfis celulares.

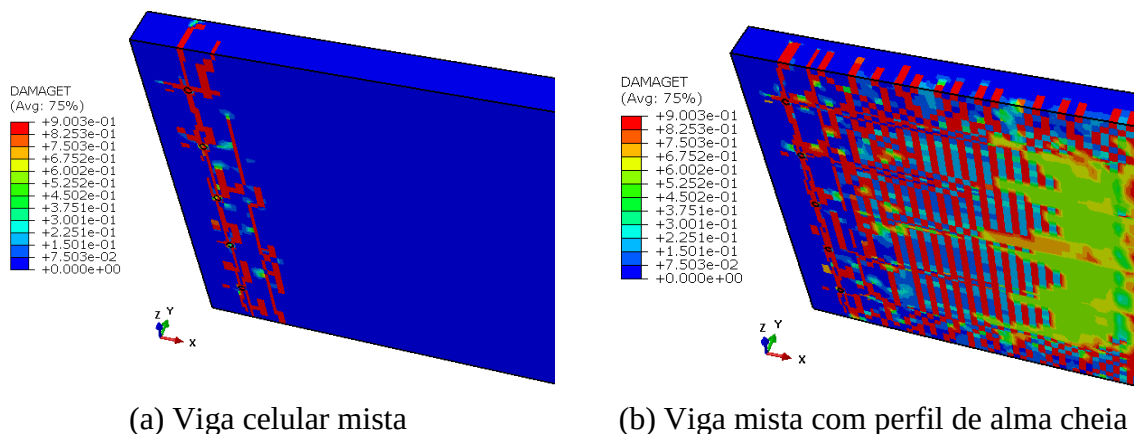
Tabela 5.3 – Rigidez da alma para perfis de alma cheia e celular

h_s (mm)	a (mm)	d (mm)	a_0 (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	$k_{2,MEF}$ (kN)	$k_{2,A}$ (kN)	$k_{2,MEFAC}$ (kN)	Perda	$\frac{k_{2,MEFAC}}{k_{2,A}}$
100	2000	527.1	316.3	14	9.7	153.2	291.4	287.7	45%	0.99
100	2000	527.1	351.4	14	9.7	141.2	291.4	288.1	49%	0.99
100	2000	527.1	421.7	14	9.7	121.7	291.4	286.2	56%	0.98
100	3000	527.1	351.4	14	9.7	137.8	291.4	290.3	51%	1.00
100	2000	527.1	351.4	14	14.6	143.2	294.2	300.4	51%	1.02
100	2000	562.2	351.4	14	9.7	137.8	272.9	275.2	48%	1.01
100	2000	562.2	351.4	10.5	9.7	58.7	115.1	116.8	48%	1.01
90	2000	527.1	351.4	14	9.7	139.3	291.4	290.4	50%	1.00
100	2000	527.1	351.4	7	9.7	18.2	36.4	36.6	50%	1.01

De maneira similar, a atual formulação para k_1 representa bem a rigidez à flexão da laje fissurada, apresentando valores conservativos para o caso das vigas mistas com perfis de alma cheia, como já apresentado nos estudos de Dietrich (2019). Entretanto, para as vigas celulares mistas analisadas, foi observado um valor de $k_{1,MEF}$ maior que o calculado pela formulação. Isso se deve ao fato de que o grau de fissuração na laje da viga celular mista é menor que a fissuração observada na laje da viga mista com perfil de alma cheia. A Figura 5.18 ilustra essa diferença para dois modelos com mesmo carregamento aplicado, mesmas dimensões geométricas (perfil com $t_w=10$ mm) e mesmo material (aço S355), diferenciando apenas a

presença dos alvéolos ($a_0 = 351$ mm). A deformada de ambos os modelos foi coletada para o incremento final de coleta do k_1 .

Figura 5.18 – Fissuração da laje para viga celular mista e com perfil de alma cheia

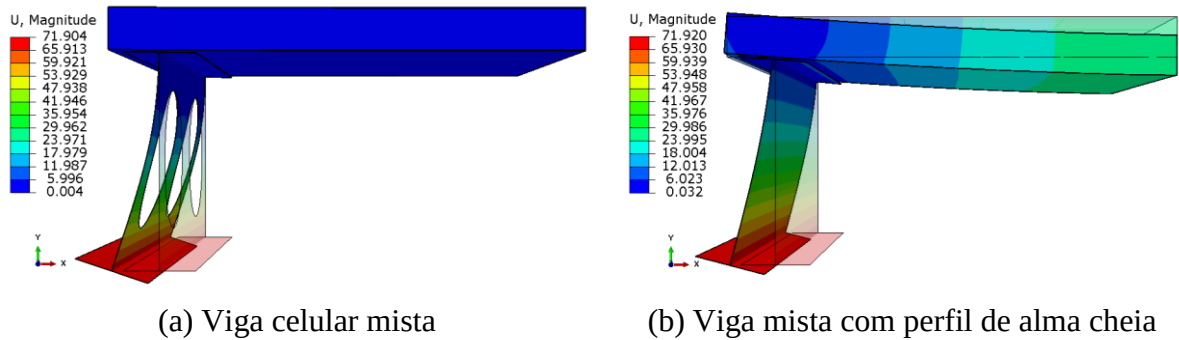


Fonte: Autora (2026)

Nas vigas mistas com perfil de alma cheia, o perfil consegue solicitar mais a laje de concreto, por possuir maior rigidez e demorar mais para plastificar, fazendo com que o grau de fissuração seja maior. Para as vigas mistas aqui estudadas, por mais que se observe um incremento em que a laje de concreto está completamente fissurada, isso só acontece após a plastificação quase total do perfil de aço, principalmente nos modelos em UHPC. Por isso, compreende-se que seja aceitável os valores de $k_{1,MEF}$ serem maiores que os analíticos, já que $k_{1,A}$ é obtido por meio da rigidez à flexão da seção mista homogeneizada $((EI)_2)$, onde se despreza o concreto tracionado, cuja porção é menor nas vigas celulares mistas, como observado na figura anterior.

O deslocamento lateral da mesa inferior e o deslocamento do mecanismo como um todo observados nas vigas celulares mistas, apresentam um comportamento diferente daquele observado nas vigas mistas da validação e até mesmo nas vigas mistas com perfil de alma cheia. Pela presença das aberturas, a metade inferior do perfil celular apresenta um deslocamento maior e mais independente de todo o mecanismo. Já no perfil de alma cheia, o que se observa é um deslocamento em conjunto de todo o modelo. A Figura 5.19 ilustra esse comportamento de maneira clara e visível, sendo possível observar que o deslocamento da metade superior do perfil celular e da laje de concreto é praticamente nulo.

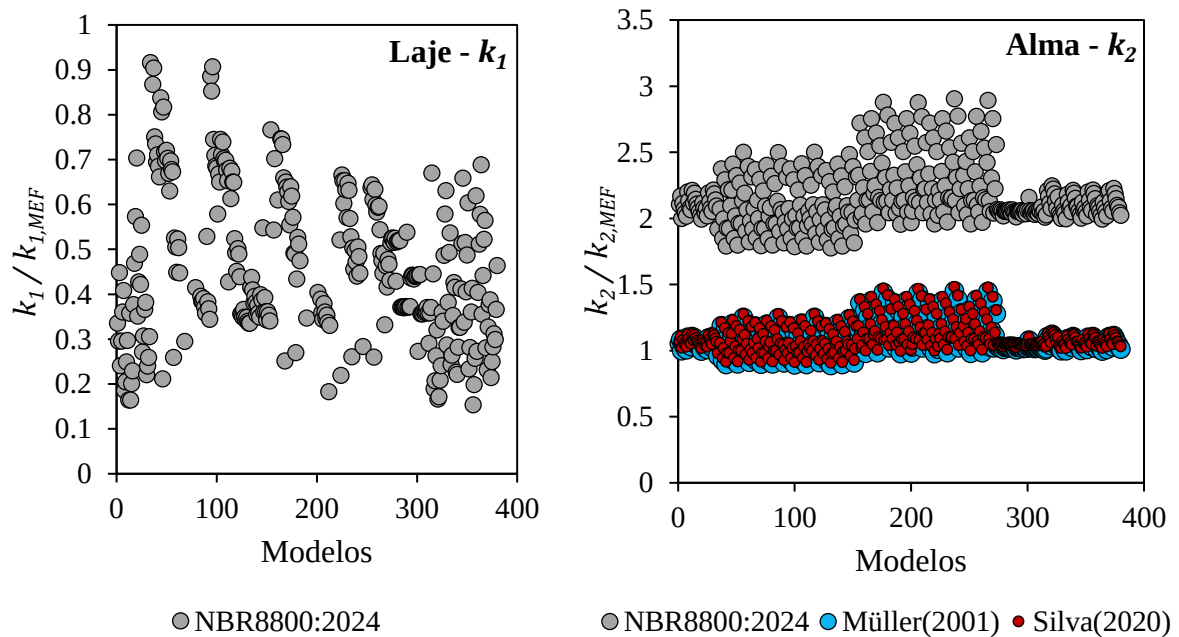
Figura 5.19 – Comparação do deslocamento (em mm) do mecanismo “U”



Fonte: Autora (2026)

Compreendendo que as formulações normativas padrão tendem a subestimar a rigidez à flexão da laje (k_1) e superestimar a rigidez à flexão transversal da alma (k_2) para as vigas celulares mistas, a Figura 5.20 apresenta um comparativo dessas equações e de outros autores, que propuseram modificações na determinação de k_1 e k_2 , com os valores de rigidezes obtidos numericamente. Para a laje, observa-se que todos os valores analíticos resultam em valores de k_1 menores que os numéricos ($k_{1,MEF}$) e por isso ocupam a faixa inferior do gráfico ($k_1/k_{1,FEM} < 1$). Para a alma, os resultados normativos mostraram-se não-conservativos, por preverem valores de k_2 quase 2 vezes maior que o $k_{2,MEF}$, adotado como o valor real de rigidez para as vigas celulares mistas.

Figura 5.20 – Comparativo entre rigidezes numéricas e analíticas



Fonte: Autora (2026)

A formulação de Müller *et al.* (2006), presente no item 2.3.1, se mostrou adequada para a maior parte dos modelos estudados, assim como a formulação de Silva *et al.* (2020), aqui adotada como na Equação (2.13), que foi originalmente proposta considerando perfis castelados e se mostrou coerente também para os perfis celulares. Foi analisado que, para as formulações desses autores, os perfis cuja razão $k_2/k_{2,FEM}$ ficou maior que 1,2 possuem, na sua maioria, diâmetro na razão $1,2d_o$ com expansão na razão $1,4d_o$ e o passo adotado de $1,25a_o$. Esses perfis apresentam um montante de alma menor e menor área útil no perfil, uma vez que apresentam um diâmetro de alvéolo grande, numa taxa de expansão menor, ou numa altura menor. Essas características facilitam o escoamento do perfil quando submetido ao carregamento no sentido de abrir o mecanismo. Nesses casos, nem a adoção de uma espessura de alma maior foi suficiente para as formulações preverem de maneira segura o valor de k_2 , uma vez que dentre os 59 modelos que se encontram nessa área do gráfico, 24 possuem t_w igual a 14 mm.

Dentre todos os parâmetros estudados, identificou-se que o que mais impacta nos valores da rigidez rotacional são os parâmetros relacionados ao perfil e à presença da abertura. Esses parâmetros são até mesmo mais significativos que os materiais empregados, embora não se possa desprezar o ganho de rigidez causado pelo UHPC ou aço S690.

6 REDES NEURAIAS

Com o banco de dados fornecido pelo estudo paramétrico do Mecanismo “U” Invertido, anteriormente explicado, redes neurais foram treinadas para prever novos valores de rigidez à flexão da laje fissurada e da alma do perfil para as vigas celulares mistas. Nesse treinamento, parâmetros relacionados ao material (AAR e UHPC) também são considerados. O resultado final desse processo consiste em modelos computacionais de predição capazes de estimar os valores de $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$, correspondentes, respectivamente, à rigidez à flexão da laje fissurada e à rigidez à flexão transversal da alma do perfil celular, conforme proposto pelo treinamento das redes neurais.

6.1 ESQUEMA DE TREINAMENTO DAS REDES NEURAIAS

As redes neurais artificiais adotadas neste estudo possuem arquitetura do tipo *feedforward*, composta por duas camadas, cada uma contendo 64 neurônios. A função de ativação utilizada foi a *Rectified Linear Unit* (ReLU), amplamente empregada em problemas de regressão devido à sua eficiência computacional e boa capacidade de generalização.

A otimização dos hiperparâmetros da rede neural foi realizada por meio do método de *random search*, no qual combinações aleatórias de parâmetros são amostradas dentro de um espaço de busca previamente definido. Para cada combinação, o modelo é treinado e avaliado com base no erro quadrático médio (*Mean Squared Error* - MSE), sendo selecionada a configuração que apresentou melhor desempenho global. No total, foram avaliadas 100 combinações distintas de hiperparâmetros. O processo de treinamento utilizou o otimizador *Adaptive Moment Estimation* (Adam), com taxa de aprendizado inicial igual a 0,001. O valor do *learning rate* foi ajustado automaticamente ao longo do treinamento, sendo reduzido pela metade a cada 50 iterações sem melhoria no desempenho do modelo.

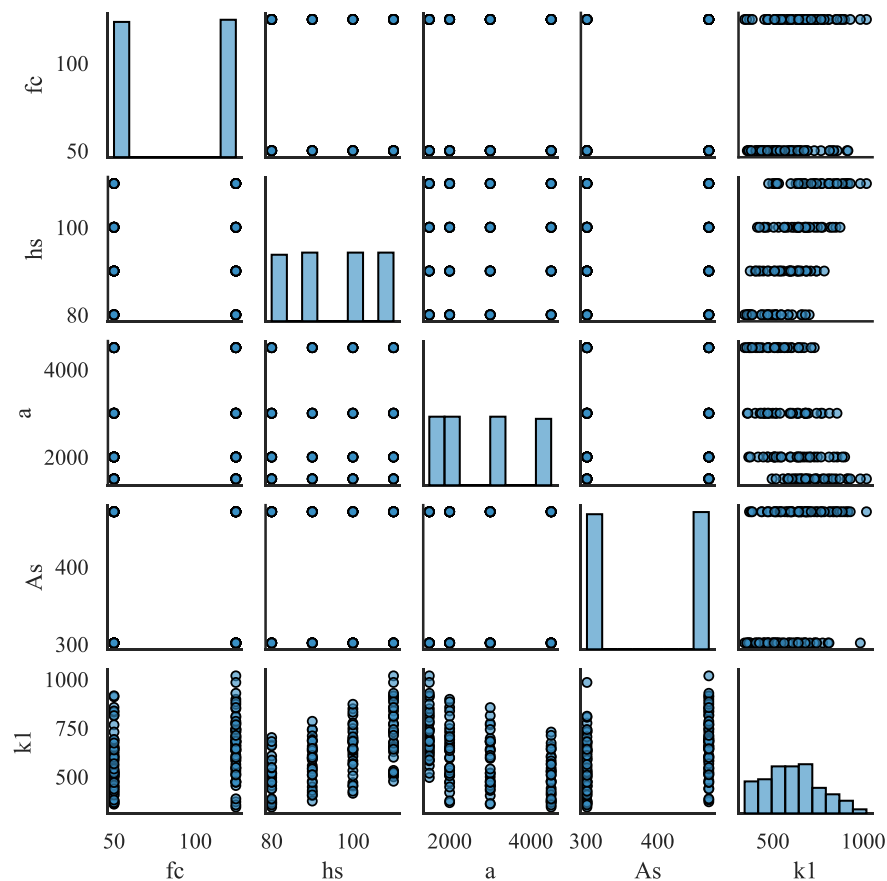
O banco de dados foi dividido em 70% para treinamento e 30% para teste. Do conjunto destinado ao treinamento, 20% dos dados foram reservados para validação. Para o treinamento do modelo associado ao k_1 , foram considerados como parâmetros de entrada aqueles relacionados às características geométricas da laje, propriedades dos materiais e demais variáveis relevantes extraídas do bloco 1 do estudo paramétrico do Mecanismo “U” Invertido. Da mesma forma, o treinamento do modelo de k_2 considerou parâmetros do bloco 2, associados principalmente à geometria e às propriedades da alma do perfil, com destaque para a espessura

da alma.

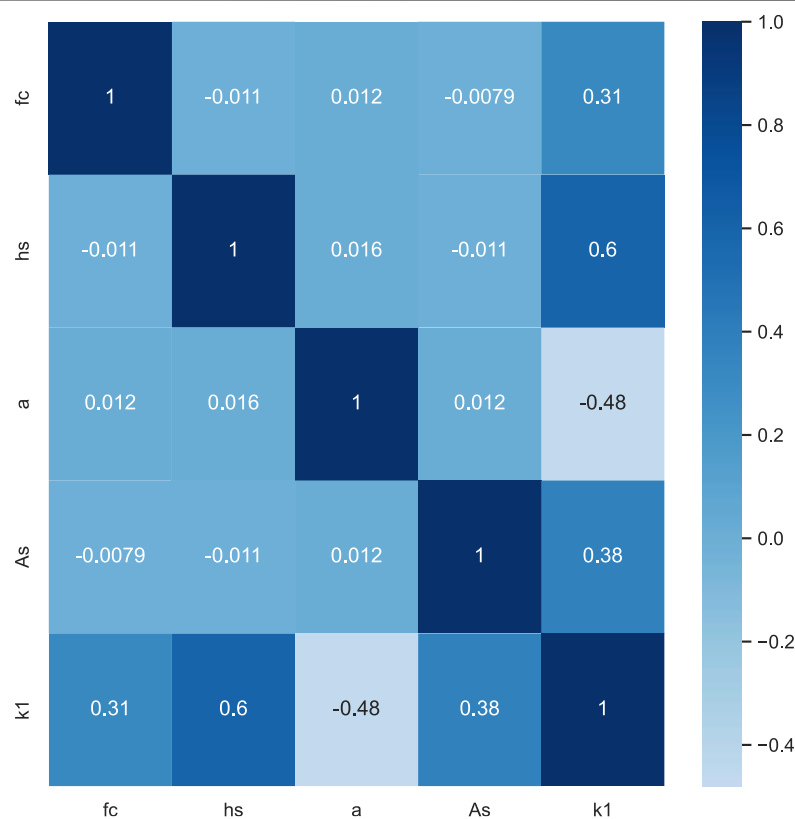
6.2 RESULTADOS E ANÁLISE DOS MODELOS

Os resultados do treinamento das redes neurais são apresentados por meio das figuras correspondentes à distribuição da base de dados, à evolução do erro quadrático médio durante o treinamento e à comparação entre valores obtidos numericamente e valores preditos pela RNA. Para o modelo de treinamento do k_1 , observa-se que a base de dados apresenta uma distribuição relativamente uniforme entre os parâmetros de entrada, conforme ilustrado na Figura 6.1. Além disso, nota-se que a rigidez à flexão da laje fissurada não é governada por um parâmetro isolado, mas resulta da influência conjunta de múltiplas variáveis, o que se reflete em correlações distribuídas entre as variáveis de entrada e a rigidez k_1 .

Figura 6.1 – Distribuição da base de dados para o k_1 e matriz de correlação



(a) Distribuição da base de dados

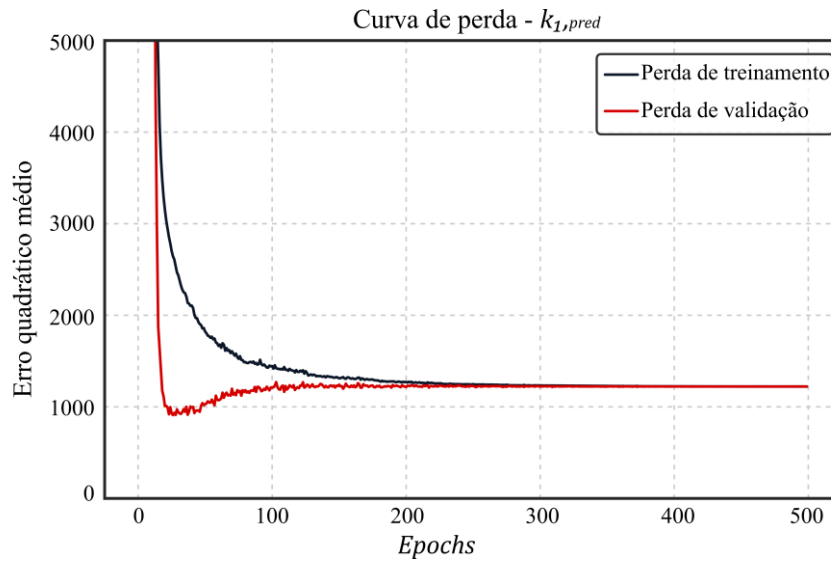


(b) Matriz de correlação

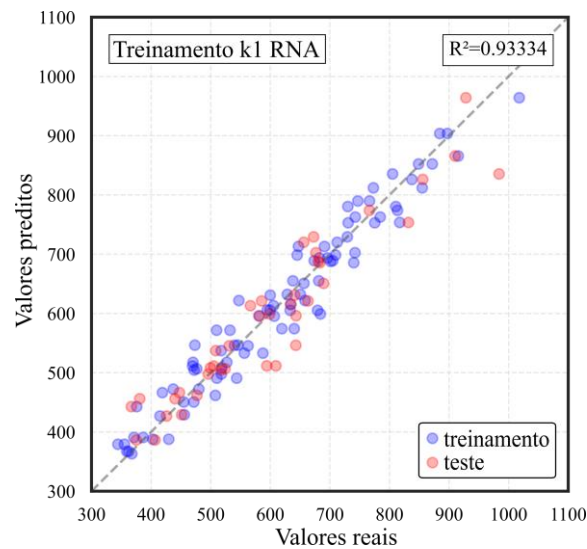
Fonte: Autora (2026)

Analisando a matriz de correlação, nota-se que os parâmetros de entrada são relativamente independentes entre si, uma vez que apresentam baixos valores de correlação, conforme indicado pela baixa intensidade das correlações na matriz. Entretanto, é observado que a rigidez k_1 é fortemente influenciada pela combinação desses fatores, evidenciando sua natureza multifatorial. Observa-se que o aumento dos valores associados a A_s , h_s e f_c contribuem para o aumento da rigidez à flexão da laje fissurada, já que esses apresentam correlações positivas. Por outro lado, a grandeza relacionada à distância entre vigas de aço paralelas no Mecanismo “U” (a) exerce influência contrária, com correlação negativa.

A Figura 6.2 mostra a evolução do erro quadrático médio ao longo do treinamento, indicando convergência adequada do modelo. Já a Figura 6.3 evidencia boa concordância entre os valores numéricos e os valores preditos, apesar da dispersão observada, associada principalmente à quantidade limitada de dados disponíveis para o treinamento do $k_{1,pred}$.

Figura 6.2 – Erro quadrático médio durante o treinamento de $k_{1,pred}$ 

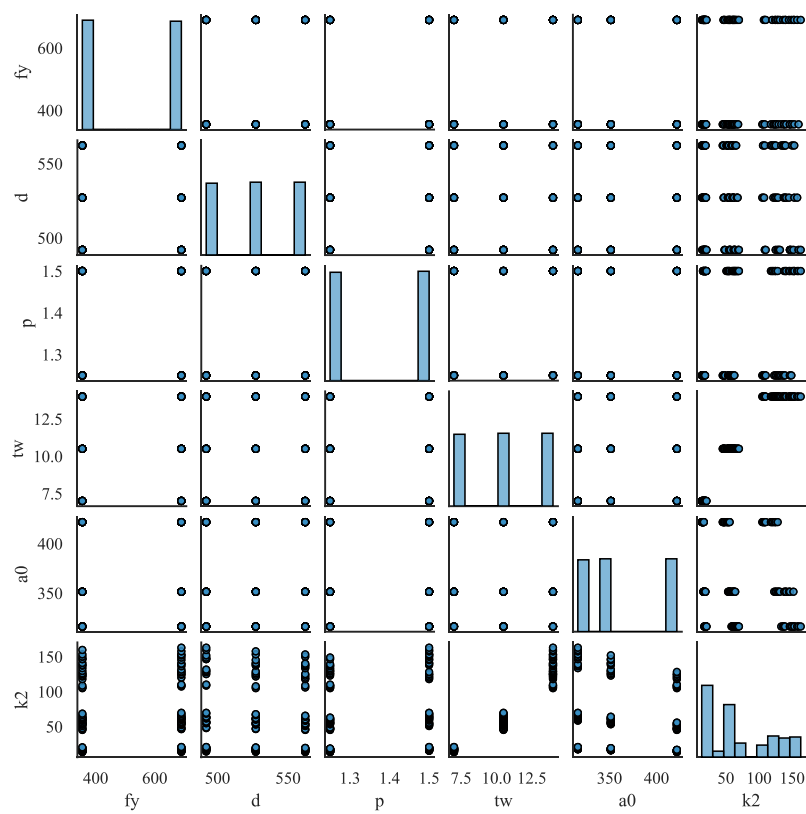
Fonte: Autora (2026)

Figura 6.3 – Resultado do treinamento de $k_{1,pred}$ 

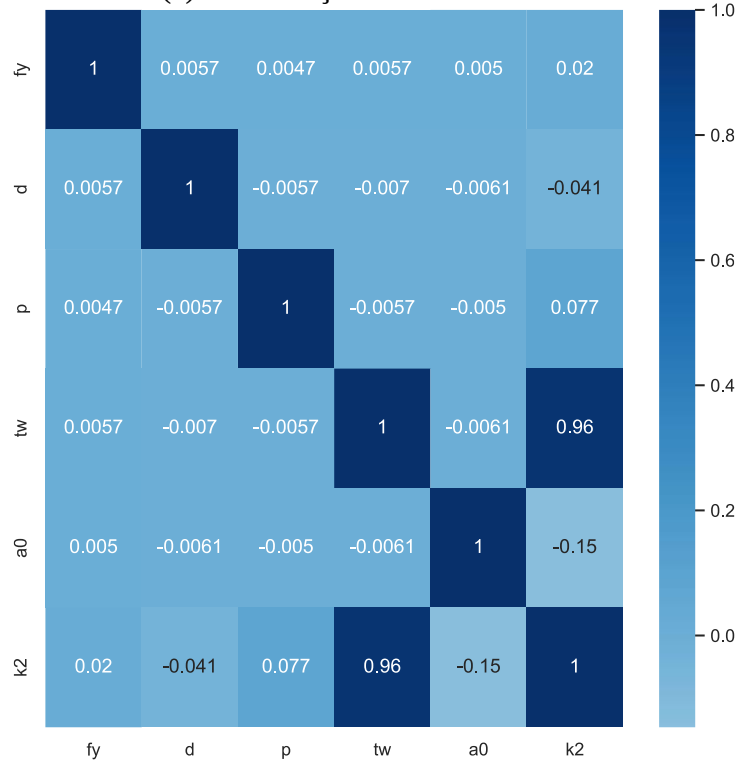
Fonte: Autora (2026)

Para o caso do treinamento para $k_{2,pred}$, a Figura 6.4 apresenta a distribuição da base de dados e a matriz de correlação, na qual se observa forte influência da espessura da alma do perfil sobre a rigidez da alma. Também se observa a baixa correlação entre os inputs, indicando que os parâmetros de entrada são praticamente independentes entre si, sem redundância significativa de informação. A evolução do erro quadrático médio, mostrada na Figura 6.5, indica valores significativamente menores em comparação ao modelo anterior, o que está relacionado à maior quantidade de dados disponíveis para o treinamento.

Figura 6.4 – Distribuição da base de dados para o k_2 e matriz de correlação

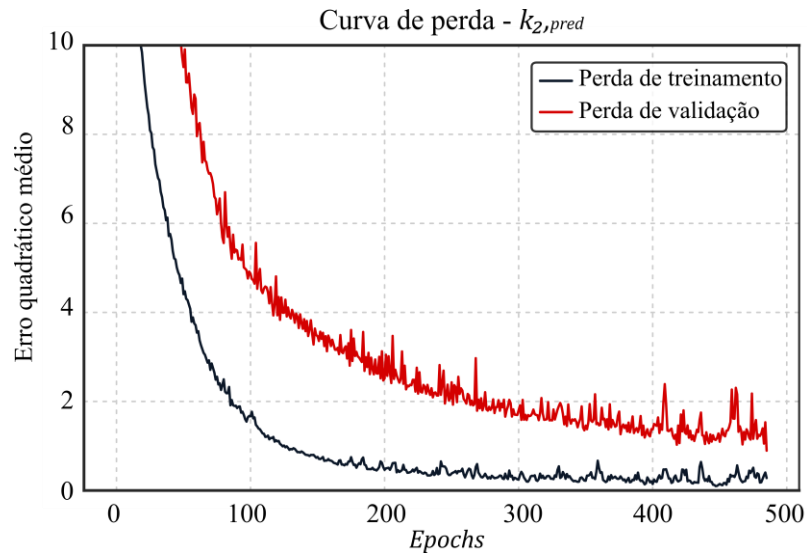


(a) Distribuição da base de dados



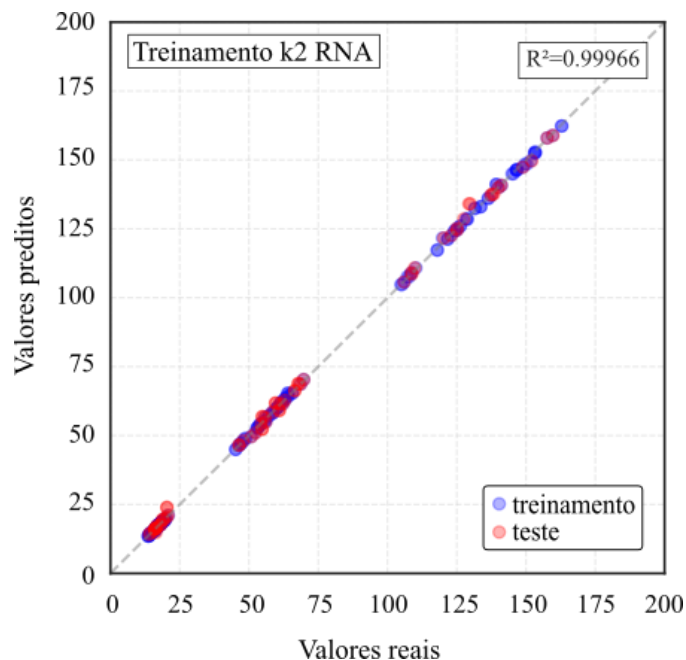
(b) Matriz de correlação

Fonte: Autora (2026)

Figura 6.5 – Erro quadrático médio durante o treinamento de $k_{2,pred}$ 

Fonte: Autora (2026)

A capacidade preditiva da rede neural para a rigidez da alma do perfil é confirmada pela Figura 6.6, com clara formação de grupos de pontos associados aos diferentes valores de espessura da alma utilizados no estudo.

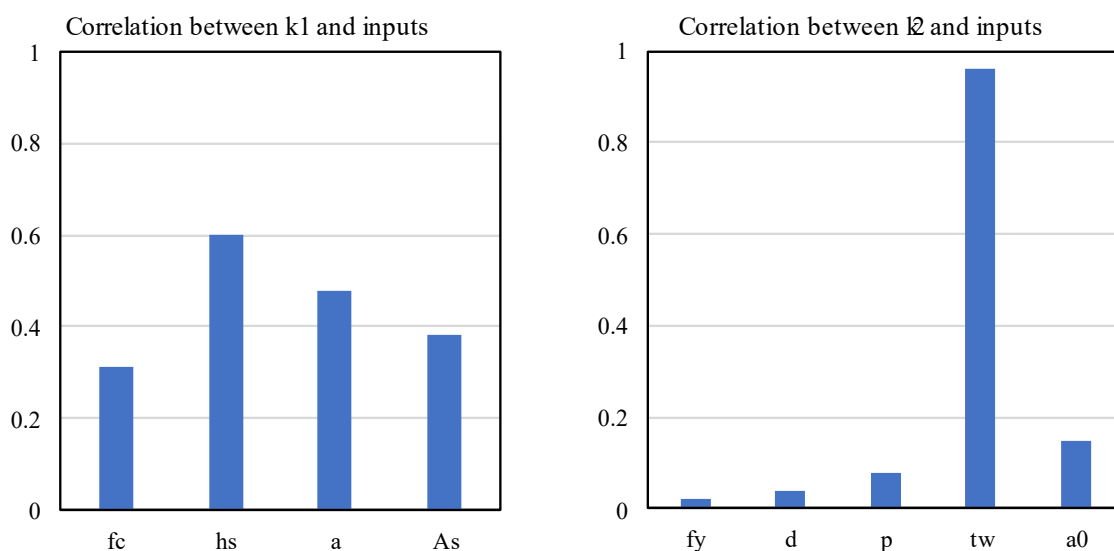
Figura 6.6 – Resultado do treinamento de $k_{2,pred}$ 

Fonte: Autora (2026)

A discrepância de desempenho entre os modelos de k_1 e k_2 pode ser explicada tanto pela diferença no número de amostras disponíveis quanto pelo comportamento físico dos parâmetros envolvidos. Enquanto o k_2 é fortemente governado por um parâmetro dominante, facilitando o aprendizado do padrão pela rede neural, o k_1 depende de um conjunto mais amplo

e equilibrado de variáveis, o que exige uma base de dados mais extensa para alcançar desempenho semelhante. A Figura 6.7 ilustra essa diferença por meio da correlação entre variáveis de entrada e saídas para ambos os casos.

Figura 6.7 – Correlação entre *outputs* e *inputs*



Fonte: Autora (2026)

De modo geral, os resultados demonstram que as redes neurais artificiais treinadas são capazes de reproduzir de forma satisfatória os valores de rigidez obtidos numericamente, especialmente para o caso da rigidez da alma do perfil. Assim, os modelos preditivos desenvolvidos apresentam potencial para aplicação direta em rotinas automatizadas de modelagem numérica, como, por exemplo, na definição automática das rigidezes das molas no Abaqus, contribuindo para a redução do esforço computacional em análises futuras.

6.3 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL DOS MODELOS DE RNA

Com o intuito de ampliar a aplicabilidade prática dos modelos de redes neurais artificiais desenvolvidos neste estudo, foi implementada uma interface computacional destinada à determinação da rigidez rotacional $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$. Esta foi realizada em linguagem *Python*, integrando os modelos finais de RNA obtidos. A interface recebe como dados de entrada os parâmetros geométricos e mecânicos que se mostraram relevantes durante o processo de treinamento das redes.

Para determinação da rigidez da laje ($k_{1,pred}$), são considerados a resistência à compressão do concreto (f_c), a espessura da laje (h_s), distância entre vigas de aço paralelas (a) e a área de armadura negativa (A_s). Para a rigidez da alma do perfil celular ($k_{2,pred}$), as variáveis

de entrada correspondem à altura do perfil (d), à razão p/a_0 , sendo p o passo, à espessura da alma (t_w) e ao diâmetro de abertura do alvéolo (a_0).

A interface realiza automaticamente o pré-processamento dos dados de entrada e realiza a previsão por meio dos modelos previamente validados, facilitando a implementação do modelo de predição, originalmente implementado como rotinas computacionais em linguagem *Python*, eliminando a necessidade de interação direta do usuário com o código. Como saída, são fornecidos os valores de $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$. Com essa interface é possível utilizar os modelos propostos, permitindo a avaliação rápida das rigidezes a partir de parâmetros de projeto usuais. O acesso é feito pelo link: <https://k1-k2-app.streamlit.app/>

7 MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO

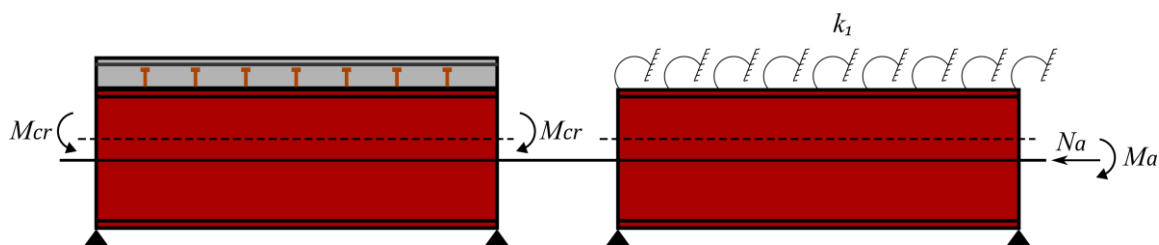
A rigidez rotacional é uma grandeza teórica importante para a determinação do Momento Crítico Elástico (M_{cr}). Para aplicar os resultados obtidos com o treinamento das redes neurais para k_1 e k_2 , neste capítulo será avaliado o Momento Crítico Elástico de vigas celulares mistas sob momento negativo uniforme, utilizando modelos numéricos e as formulações analíticas já existentes na literatura. Entende-se que a melhor maneira de se verificar a compatibilidade do modelo de predição, gerado por RNA, seja aplicando os valores de rigidezes propostas ($k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$) diretamente na determinação do M_{cr} .

Para o modelo numérico, uma validação foi realizada utilizando o estudo de Araujo *et al.* (2022) e o GBTUL, software acadêmico desenvolvido para implementar numericamente a Teoria Geral de Vigas (GBT), verificando que o modelo simulado no software Abaqus prevê corretamente os valores de M_{cr} . A simulação é feita considerando um mecanismo simplificado, uma vez que na determinação de M_{cr} se despreza o concreto tracionado, levando-se em consideração apenas a armadura longitudinal na região de momento negativo.

7.1 MODELO NUMÉRICO SIMPLIFICADO

A determinação do Momento Crítico Elástico (M_{cr}) à FLD de vigas mistas, é feita desprezando o concreto tracionado. Para isso, na simulação, utilizou-se um modelo simplificado em que a laje de concreto é substituída por uma mola de rigidez rotacional k_1 , como mostra a Figura 7.1. Esse mesmo modelo foi utilizado por outros autores que avaliaram numericamente ou analiticamente a determinação de M_{cr} : De Oliveira (2018); Dias *et al.* (2019); Rossi *et al.* (2021a); Silva *et al.* (2020).

Figura 7.1 – Modelo numérico simplificado

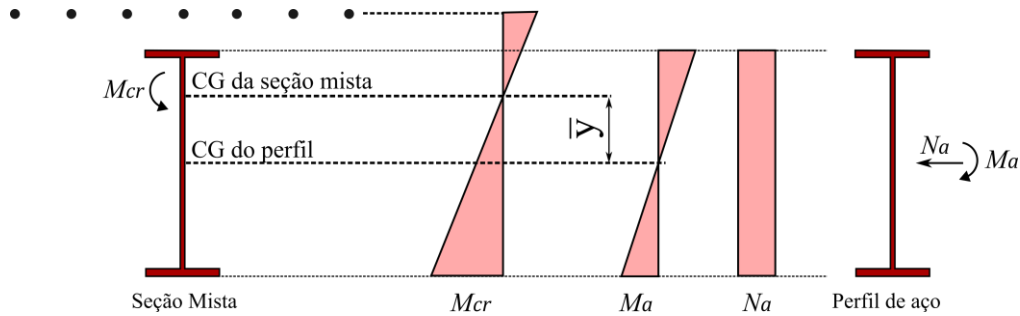


Fonte: Adaptado de Silva *et al.* (2020)

Em regiões de momento negativo a armadura absorve parte do momento fletor atuante na seção, deslocando a linha neutra do centroide do perfil para uma posição superior, aumentando a parcela da alma sujeita à compressão. Para representar esse deslocamento,

causado pela presença das armaduras, uma força normal de compressão N_a é aplicada ao modelo com molas, de forma que não seja necessária a representação direta das armaduras. Assim, a distribuição das tensões na seção mista e no perfil é representada pela Figura 7.2.

Figura 7.2 – Distribuição das tensões na seção mista e perfil de aço



Fonte: Adaptado de Silva *et al.* (2020)

Para simulação do modelo, considera-se um M_{cr} de 1kN.m. Como apenas o perfil é simulado, faz-se necessária a aplicação do momento atuante e da força axial no centroide do perfil de aço, como ilustrado. Para isso, utiliza-se a relação proposta por Roik *et al.* (1990), representada nas Equações (7.1) e (7.2). Numericamente, o momento atuante (M_a) foi introduzido como um binário de forças nas mesas superior e inferior, e a força axial de compressão (N_a), foi distribuída ao longo de toda a seção transversal.

$$M_a = M_{cr} \frac{I_{ax}}{I_x} \quad (7.1)$$

$$N_a = M_a \frac{\bar{y} A_a}{I_{ax}} \quad (7.2)$$

Onde:

M_{cr} : Momento Crítico Elástico à FLD, igual a 1 kN.m;

M_a : Momento fletor atuante no centroide do perfil;

N_a : Força axial de compressão no centroide do perfil;

I_{ax} : Momento de inércia da seção de aço em relação ao seu eixo principal de maior inércia;

I_x : Momento de inércia da seção mista na região de momento negativo, tomada como o perfil de aço mais a armadura negativa presente na largura efetiva da viga;

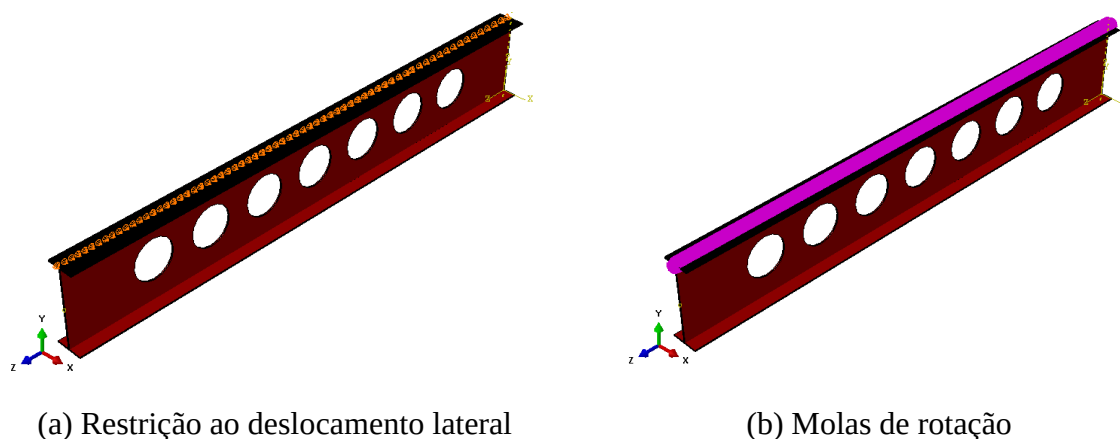
$\bar{y}$: Distância do centroide do perfil ao centroide da seção mista;

A_a : Área do perfil de aço.

7.1.1 Elementos utilizados e condições de contorno

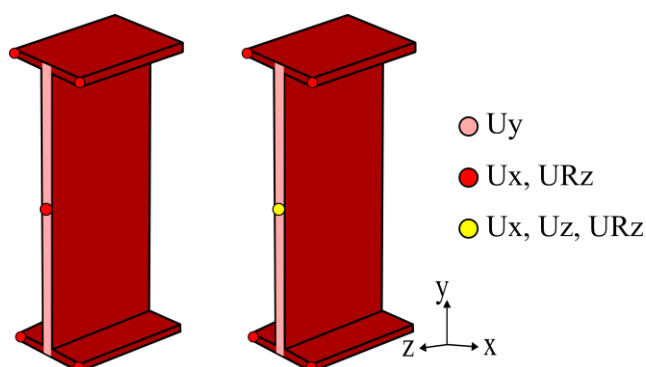
A simulação do modelo simplificado no Abaqus, é constituída pelo perfil de aço, modelado com elementos do tipo Shell e com malha discretizada com elementos finitos S4R de 10 mm. Ao longo de todo o comprimento da viga, foram aplicadas restrições ao deslocamento lateral ($U_x = 0$) e elementos do tipo *SPRING1*, para simular a restrição à torção, impostos à viga pela laje e conexão de cisalhamento, como mostra a Figura 7.3. Para representar as condições de contorno, foi considerado o vínculo de garfo, conforme Figura 7.4. Essas condições já representam enrijecedores na extremidade da viga, motivo pela qual não foi realizada a simulação do mesmo.

Figura 7.3 – Condições de contorno para mesa superior do perfil



Fonte: Autora (2026)

Figura 7.4 – Condições de contorno para extremidades da viga

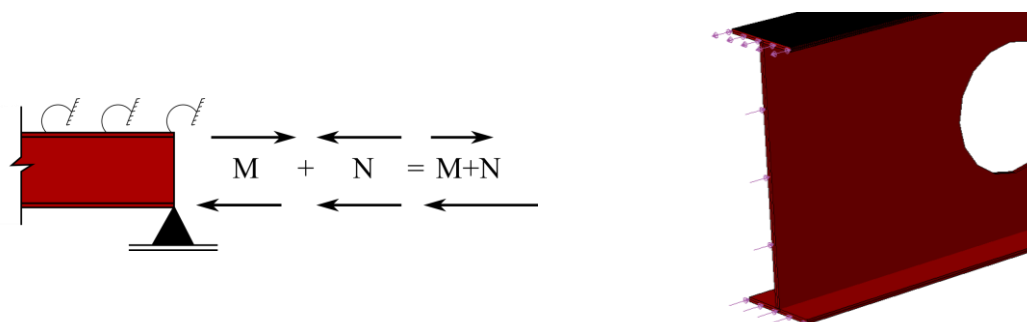


Fonte: Adaptado de Carvalho; Rossi; Martins (2022)

O binário de forças para representar M_a , foi aplicado nas duas extremidades da viga, garantindo momento negativo uniforme em todo o vão, com tração na mesa superior e compressão, na inferior. Já a força axial de compressão N_a , que representa as armaduras que deslocam a linha neutra da viga mista, foi aplicada distribuída em toda seção transversal. A proporção entre as forças do binário se altera quando feita a consideração do deslocamento da

linha neutra, embora seja mantido o momento crítico de 1 kN.m. A Figura 7.5 representa esquematicamente a alteração da proporção entre as forças do binário, bem como a aplicação das mesmas no modelo numérico.

Figura 7.5 – Forças aplicadas ao modelo



(a) Esquema Momento (M_a) + Normal (N_a) (b) Forças atuantes no modelo numérico

Fonte: Autora (2026)

7.1.1.1 Elementos de mola no Abaqus

As molas distribuídas ao longo de todo comprimento da viga, para simular a rigidez à torção da laje imposta à viga mista, são do tipo *SPRING1*. Esses elementos estabelecem uma relação elástica entre um nó da estrutura e um ponto fixo no espaço (*node-to-ground*), atuando em um único grau de liberdade do nó ao qual está associado, nesse caso, sexto grau de liberdade, que representa a rotação em torno do eixo *Z* (eixo do comprimento da viga). No Abaqus, os elementos do tipo *spring* são recursos numéricos utilizados para representar relações força-deslocamento ou momento-rotação de forma simplificada, sem a necessidade de modelar explicitamente o meio físico (mola) responsável por essa rigidez.

Para correta aplicação do valor da rigidez rotacional da mola, torna-se necessário realizar a conversão da rigidez obtida ($k_{1,pred}$) por unidade de comprimento da viga para o comprimento efetivamente modelado. Assim, o valor de rigidez atribuído à mola corresponde ao produto entre a rigidez $k_{1,pred}$ e o comprimento total da viga simulada (L).

7.1.2 Propriedade dos materiais

Por se tratar de uma análise linearizada de flambagem, onde apenas o perfil de aço é considerado diretamente no modelo, as únicas características de material aplicadas são as propriedades elásticas referentes ao perfil. Como esse estudo visa aplicar as propostas de k_1 e k_2 treinadas pela rede neural, foram utilizadas as mesmas propriedades elásticas do estudo

paramétrico: aço comum com módulo de elasticidade 200 GPa; AAR com módulo de elasticidade 204 GPa (segundo Tong *et al.* (2022)) e coeficiente de Poisson de 0,3.

As propriedades referentes ao concreto são consideradas no valor da rigidez rotacional $k_{1,pred}$, aplicada às molas de rotação. Foram adotados concretos C50 e UHPC, de módulo de elasticidade 37277,9 MPa e 48000 MPa e resistência à compressão de 50 MPa e 125 MPa, respectivamente. Entretanto, vale reforçar que esses valores não são aplicados no modelo diretamente e sim na rede treinada para obter $k_{1,pred}$.

7.2 AFERIÇÃO DO MODELO NUMÉRICO

Como a determinação do momento crítico elástico é uma formulação teórica e não há na literatura muitos exemplos ou procedimentos para determinação do Momento Crítico à FLD de vigas celulares mistas, a aferição do modelo foi realizada considerando as vigas de alma cheia puramente de aço. Primeiramente, verificou-se, utilizando o trabalho de Araujo *et al.* (2022), que o software GBTUL fornece resultados seguros para vigas mistas submetidas à FLD. Com isso, alguns modelos foram simulados, tanto no GBTUL, quanto no Abaqus, com o modelo simplificado, e verificou-se que este também conduz à resultados seguros de M_{cr} .

Para assegurar ainda mais a confiabilidade da aferição do modelo, 4 vigas submetidas à FLD, com momento negativo uniforme ao longo de todo o vão, tiveram seus resultados comparados à equação de Dias *et al.* (2019). Esses 4 últimos modelos tiveram a consideração da laje com rigidez infinita, desprezando o deslocamento da linha neutra. Portanto, no modelo numérico do Abaqus, foram utilizados apoios para impedir o deslocamento lateral e a rotação em Z na mesa superior ($U_x = U_{RZ} = 0$). Essa etapa de aferição segue o que foi realizado nos trabalhos de De Oliveira (2018) e Silva (2021). A equação analítica para comparação com o resultado numérico é exposta na Equação (7.3), retirada do trabalho de Dias *et al.* (2019).

$$M_{cr} = \frac{1}{h_0} \left\{ GJ + \frac{EC_{w,d}}{L^2} \left[(n\pi)^2 + \left(\frac{\eta_b}{n\pi} \right)^2 \right] \right\} \quad (7.3)$$

O trabalho de Araujo *et al.* (2022), utilizado na validação com o GBTUL, investiga a FLD de vigas mistas sob momento negativo, representando a influência da laje de concreto por meio de restrições elásticas longitudinais (molas), na forma de uma rigidez rotacional distribuída ao longo da viga. Os momentos críticos são obtidos a partir de uma formulação baseada na Teoria Generalizada de Vigas (GBT). A confiabilidade da abordagem proposta é demonstrada por meio de comparações com modelos refinados em elementos de casca, por

exemplo com resultados obtidos do software Ansys, e com outros métodos numéricos e analíticos, incluindo a equação proposta por Dias *et al.* (2019).

Os modelos apresentados na Tabela 7.1 são adotados como casos de referência para a validação do modelo numérico. Nota-se que alguns modelos possuem valor de força axial de compressão (N_a) iguais a zero. Isso acontece porque, nesses modelos, é desconsiderada a presença da armadura (A_s), não havendo, portanto, o deslocamento da linha neutra e consequentemente, a aplicação desse carregamento se torna desnecessária.

Tabela 7.1 – Modelos referência para validação, retirados de Araujo *et al.* (2022)

Modelo	t_f (mm)	A_s (cm ² /m)	$\bar{y}$ (cm)	N_a (kN)	M_a (kN.m)	k_o (kN)
B0-250-16	16	0	0	0	1	250
B0-500-16	16	0	0	0	1	500
B0-2500-16	16	0	0	0	1	2500
B0-250-25	25	0	0	0	1	250
B0-500-25	25	0	0	0	1	500
B0-2500-25	25	0	0	0	1	2500
B-250-16	16	18,45	4,939	0,6296	0,7346	250
B-500-16	16	18,45	4,939	0,6296	0,7346	500
B-2500-16	16	18,45	4,939	0,6296	0,7346	2500
B-250-25	25	18,45	4,063	0,4978	0,7879	250
B-500-25	25	18,45	4,063	0,4978	0,7879	500
B-2500-25	25	18,45	4,063	0,4978	0,7879	2500

Parâmetros fixos: $b_f = 200$ mm; $t_w = 12,5$ mm; $d = 600$ mm; $L = 7$ m

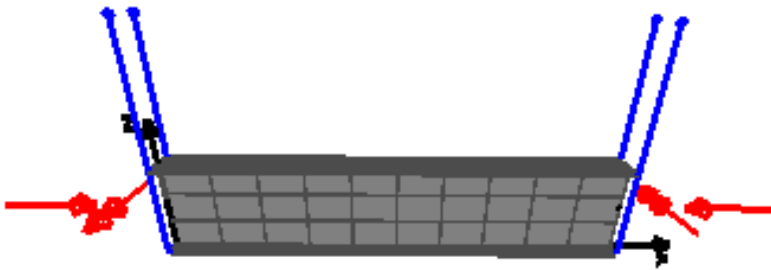
7.2.1 Modelagem no GBTUL

O GBTUL é um software amplamente utilizado para a análise de estabilidade de elementos de paredes finas, fundamentado na Teoria Geral das Vigas (*Generalized Beam Theory* – GBT). A partir de uma abordagem modal, o comportamento estrutural é descrito por modos globais, locais e distorcionais, permitindo avaliar a contribuição de cada mecanismo na resposta da estrutura. Essa base teórica consolidada e amplamente validada na literatura garante a confiabilidade dos resultados obtidos com o GBTUL, justificando sua aplicação (Dôres, 2014; Messaca Jr, 2016).

Para representação dos modelos no software, com os parâmetros geométricos já atribuídos à seção, define-se o material como isotrópico ($E_{xx}=E_{ss}$; $\nu_{xs}= \nu_{sx}$) e em seguida, as

condições de contorno. Para o nó da extremidade da mesa superior, atribuiu-se uma rigidez infinita, simulando o impedimento ao deslocamento lateral e para o nó central da mesa superior, atribui-se k_o (em kN) com valor equivalente aos da Tabela 7.1. A aplicação do carregamento também segue o proposto pelos autores, aplicando o momento negativo e a força axial de compressão, nos casos necessários. A Figura 7.6 mostra um modelo do GBTUL com as condições de contorno e carregamento aplicados. Já a Tabela 7.2 mostra a comparação dos resultados obtidos pelo GBTUL ($M_{cr,GBT}$) com os resultados do artigo ($M_{cr,Ansys}$ e $M_{cr,GBT\ Artigo}$), verificando que o software em questão prevê corretamente os valores de M_{cr} .

Figura 7.6 – Modelo na interface do GBTUL



Fonte: Autora (2026)

Tabela 7.2 – Validação dos modelos pelo GBTUL

Modelo	$M_{cr, Ansys}$ (kN.m)	$M_{cr, GBT Artigo}$ (kN.m)	$M_{cr, GBT}$ (kN.m)	$M_{cr,Dias}$ (kN.m)	$\frac{M_{cr, GBT}}{M_{cr, GBT Artigo}}$	$\frac{M_{cr, GBT}}{M_{cr, Ansys}}$
B0-250-16	1237,5	1245,4	1244,4	1264.36	0,999	1,006
B0-500-16	1419,6	1430,2	1430,2	1447.59	1,000	1,007
B0-2500-16	1508,3	1520,2	1519,9	1520.36	1,000	1,008
B0-250-25	1531,4	1551,0	1547,7	1605.71	0,998	1,011
B0-500-25	1772,4	1793,0	1789,9	1833.01	0,998	1,010
B0-2500-25	2095	2118,4	2115,4	2124.12	0,999	1,010
B-250-16	1406,5	1415,0	1413,9	1439.41	0,999	1,005
B-500-16	1615	1626,9	1626,6	1648.01	1,000	1,007
B-2500-16	1721,6	1735,1	1734,5	1730.86	1,000	1,007
B-250-25	1682,3	1703,3	1700,0	1760.23	0,998	1,011
B-500-25	1950,5	1972,6	1969,4	2009.41	0,998	1,010
B-2500-25	2310,6	2335,4	2332,2	2328.54	0,999	1,009
Média					0,999	1,008
DP					0,001	0,002

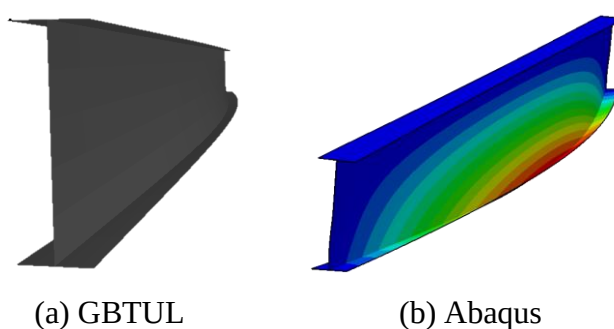
7.2.2 Modelagem no Abaqus

A aferição do modelo simplificado no Abaqus foi realizada utilizando as mesmas condições previamente detalhadas no item 7.1. O parâmetro chave para calibração foi a distribuição das molas ao longo do comprimento da viga. Como as molas do tipo *SPRING1* são nodais, foi necessário definir a relação de partição da face superior da mesa que melhor representasse o valor de M_{cr} obtido pelo GBTUL. Foram testadas três relações para partições: $L/700$, $L/1000$ e $L/1600$. A Tabela 7.3 apresenta os resultados obtidos e os respectivos erros. A Figura 7.7 mostra a deformada do modelo B0-500-25 obtida pelo GBTUL e pelo Abaqus, permitindo verificar a ocorrência do mesmo modo de falha.

Tabela 7.3 – Validação do modelo numérico simplificado pelo GBTUL

Modelo	$M_{cr, GBT}$ (kN.m)	$M_{cr L/700}$ (kN.m)	$M_{cr L/1000}$ (kN.m)	$M_{cr L/1600}$ (kN.m)	$\frac{M_{cr L/700}}{M_{cr, GBT}}$	$\frac{M_{cr L/1000}}{M_{cr, GBT}}$	$\frac{M_{cr L/1600}}{M_{cr, GBT}}$
B0-250-16	1244,4	1117,7	1213,3	1258,9	0,90	0,98	1,01
B0-500-16	1430,2	1361,1	1390,1	1441,9	0,95	0,97	1,01
B0-2500-16	1519,9	1474,1	1467,5	1523,4	0,97	0,97	1,00
B0-250-25	1547,7	1396,2	1488,8	1529,9	0,90	0,96	0,99
B0-500-25	1789,9	1673,8	1766,5	1799,1	0,94	0,99	1,01
B0-2500-25	2115,4	2106,3	2133,6	2113,3	1,00	1,01	1,00
B-250-16	1413,9	1299,6	1371,7	1435,6	0,92	0,97	1,02
B-500-16	1626,6	1605,0	1574,8	1614,5	0,99	0,97	0,99
B-2500-16	1734,5	1770,0	1676,2	1728,6	1,02	0,97	1,00
B-250-25	1700,0	1580,2	1682,1	1735,9	0,93	0,99	1,02
B-500-25	1969,4	1878,8	1966,9	2014,9	0,95	1,00	1,02
B-2500-25	2332,2	2337,5	2363,3	2386,6	1,00	1,01	1,02
Média					0,96	0,98	1,01
DP					0,04	0,02	0,01

Figura 7.7 – Deformadas do modelo B0-500-25



Adicionalmente, 20 modelos foram simulados no Abaqus, com o mecanismo simplificado por molas, onde as mesmas três relações de partição da mesa superior foram variadas, a fim de se ter maior segurança quanto aos resultados obtidos. Esses modelos estão expostos na Tabela 7.4, que apresenta os parâmetros geométricos adotados. Para a armadura longitudinal ($A_{s,long}$) foi padronizada a bitola de 12,5 mm, variando apenas o espaçamento entre 200 mm e 120 mm. Já para as armaduras transversais (A_s) foram consideradas bitolas de 8 mm e 10 mm, com espaçamento 200 mm. Os modelos com altura 600 mm foram mantidos fixos com b_f igual 200 mm, já os modelos com altura 500 mm, tiveram b_f igual a 165 mm. O cálculo de k_1 foi feito conforme a Equação (3.7), padrão para os perfis de alma cheia. A força axial (N_a) e o momento (M_a), foram calculadas conforme as Equações (7.1) e (7.2).

Tabela 7.4 – Parâmetros adotados na validação adicional do modelo simplificado

ID	d (mm)	t_f (mm)	L (m)	A_s (cm ² /m)	$A_{s,long}$ (cm ²)	cob (cm)	h_s (mm)	a (m)	k_1 (kN)	N_a (kN)	M_a (kN.m)
1	600	7	8	3,02	6.14	3	90	3	107,0	0,386	0,86
2	600	7	8	4,71	6.14	3	90	3	155,1	0,386	0,86
3	600	15	8	3,02	6.14	3	90	3	107,0	0,260	0,904
4	600	15	8	4,71	6.14	3	90	3	155,1	0,260	0,904
5	600	7	4	3,02	3.07	3	90	3	107,0	0,213	0,923
6	600	7	4	4,71	3.07	3	90	3	155,1	0,213	0,923
7	600	15	4	3,02	3.07	3	90	3	107,0	0,140	0,949
8	600	15	4	4,71	3.07	3	90	3	155,1	0,140	0,949
9	600	15	6	4,02	7.67	3	90	3	136,1	0,315	0,884
10	600	15	6	6,28	7.67	3	90	3	195,5	0,315	0,884
11	600	15	4	4,02	5.11	3	90	3	136,1	0,222	0,918
12	600	15	4	6,28	5.11	3	90	3	195,5	0,222	0,918
13	600	15	6	4,02	7.67	3	100	2	285,1	0,321	0,879
14	600	15	6	6,28	7.67	3	100	2	411,8	0,321	0,879
15	600	15	4	4,02	5.11	3	100	2	285,1	0,227	0,914
16	600	15	4	6,28	5.11	3	100	2	411,8	0,227	0,914
17	500	12,5	5	4,02	6.39	2,5	100	2	330,8	0,427	0,858
18	500	12,5	5	6,28	6.39	2,5	100	2	479	0,427	0,858
19	500	12,5	4	4,02	5.11	2,5	100	2	330,8	0,355	0,882
20	500	12,5	4	6,28	5.11	2,5	100	2	479	0,355	0,882

A Tabela 7.5 apresenta os resultados de momento crítico e erros relativos obtidos para os modelos analisados. Foram coletados resultados pelo GBTUL ($M_{cr,GBT}$), Abaqus (M_{cr}) e também, analiticamente, pela equação de Dias *et al.* (2019). Neste caso, como houve a consideração da rigidez da laje e também do deslocamento da linha neutra, pela presença das armaduras longitudinais, a equação base para cálculo de $M_{cr,Dias}$ foi a Equação (2.25). Vale lembrar que apenas a rigidez da laje foi inserida no modelo numérico, uma vez que a rigidez da alma é considerada pelo próprio elemento.

Tabela 7.5 – Resultado de M_{cr} para os modelos da validação adicional

ID	$M_{cr,Dias}$ (kN.m)	$M_{cr,GBT}$ (kN.m)	$M_{cr,L/700}$ (kN.m)	$M_{cr,L/1000}$ (kN.m)	$M_{cr,L/1600}$ (kN.m)	$\frac{M_{cr,Dias}}{M_{cr,GBT}}$	$\frac{M_{cr,L/700}}{M_{cr,GBT}}$	$\frac{M_{cr,L/1000}}{M_{cr,GBT}}$	$\frac{M_{cr,L/1600}}{M_{cr,GBT}}$
1	658,1	645,9	578,8	618,2	663,0	1,02	0,90	0,96	1,03
2	705,3	705,0	623,3	666,8	698,6	1,00	0,88	0,95	0,99
3	1088,7	1073,3	891,2	1047,9	1121,8	1,01	0,83	0,98	1,05
4	1147,3	1126,1	1060,2	1103,0	1172,0	1,02	0,94	0,98	1,04
5	634,3	628,6	561,1	598,7	648,3	1,01	0,89	0,95	1,03
6	679,8	685,6	603,5	643,9	669,9	0,99	0,88	0,94	0,98
7	1078,7	1055,0	989,9	1024,6	1088,9	1,02	0,94	0,97	1,03
8	1123,3	1106,6	1043,6	1070,6	1137,4	1,02	0,94	0,97	1,03
9	983,2	976,5	847,1	941,7	1001,6	1,01	0,87	0,96	1,03
10	1086,6	1082,3	948,1	1048,2	1130,6	1,00	0,88	0,97	1,04
11	1123,4	1100,6	1033,0	1071,6	1109,3	1,02	0,94	0,97	1,01
12	1168,6	1148,5	1077,8	1119,1	1186,7	1,02	0,94	0,97	1,03
13	1198,0	1197,9	1064,8	1164,1	1247,0	1,00	0,89	0,97	1,04
14	1293,5	1297,7	1173,2	1264,6	1351,4	1,00	0,90	0,97	1,04
15	1218,9	1202,8	1131,4	1172,8	1216,5	1,01	0,94	0,98	1,01
16	1260,6	1249,4	1180,2	1218,3	1275,1	1,01	0,94	0,98	1,02
17	1216,1	1180,0	1115,5	1167,6	1209,4	1,03	0,95	0,99	1,02
18	1263,1	1234,3	1175,4	1219,2	1259,2	1,02	0,95	0,99	1,02
19	1087,0	1079,2	929,1	1039,4	1101,3	1,01	0,86	0,96	1,02
20	1205,6	1208,9	1049,1	1162,4	1238,3	1,00	0,87	0,96	1,02
Média						1,01	0,91	0,97	1,02
DP						0,01	0,04	0,01	0,02

Portanto, analisando os resultados de ambas as validações, verificou-se que a partição da mesa superior em $L/1600$ é o mais adequado para determinação do M_{cr} , considerando os valores do GBTUL como referência. Assim, ficou definida essa relação para posicionamento das molas, nos modelos do estudo paramétrico de M_{cr} . Além disso, assegurou-se que os modelos do Abaqus representam de forma satisfatória a viga mista sob FLD, tanto em termos de valor de M_{cr} obtido, quanto em relação às deformadas observadas.

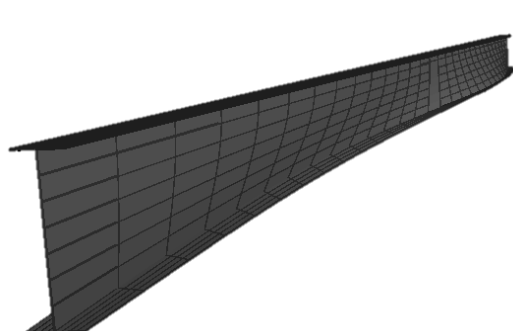
7.2.3 Modelos submetidos à Flambagem Lateral com Distorção

Neste item, são expostos os resultados de Momento Crítico analítico ($M_{cr,Dias}$) e numérico ($M_{cr,MEF}$ e $M_{cr,GBT}$) referente aos 4 modelos em que a rigidez da laje foi tomada como infinita e o deslocamento da linha neutra foi desprezado. A Tabela 7.6 apresenta as dimensões utilizadas e os resultados obtidos. A Figura 7.8 mostra as deformadas do modelo 3, retiradas do Abaqus e do GBTUL.

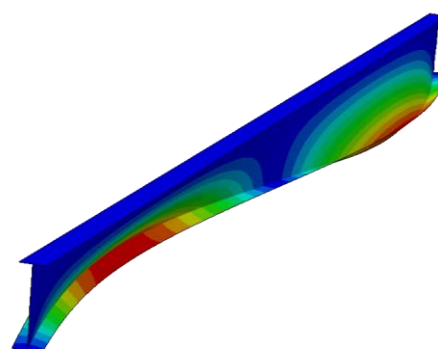
Tabela 7.6 – Modelos de FLD e seus respectivos resultados.

ID	h_0 (mm)	b_f (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (m)	$M_{cr,Dias}$ (kN.m)	$M_{cr,MEF}$ (kN.m)	$M_{cr,GBT}$ (kN.m)	$\frac{M_{cr,MEF}}{M_{cr,Dias}}$	$\frac{M_{cr,GBT}}{M_{cr,Dias}}$
1	300	100	5	5,55	9	99,37	101,016	100,24	1,02	1,01
2	600	150	10	12,5	15	564,23	576,81	563,09	1,02	1,00
3	900	300	11,25	15	18	1627,10	1644,51	1626,46	1,01	1,00
4	1200	400	15	20	24	3856,78	3900,00	3839,57	1,01	1,00

Figura 7.8 – Deformada da FLD para o modelo 3



(a) Deformada do modelo 3 no GBTUL



(b) Deformada do modelo 3 no Abaqus

7.3 ESTUDO PARAMÉTRICO PARA DETERMINAÇÃO DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO À FLD

O estudo paramétrico realizado para verificação do modelo proposto pelo treinamento da rede neural, que prevê valores de rigidez à flexão da laje fissurada ($k_{1,pred}$) e rigidez à flexão transversal da alma ($k_{2,pred}$), foi dividido em quatro casos. O primeiro caso considera a rigidez da laje infinita, sem o deslocamento da linha neutra. O segundo, considera a rigidez da laje como finita (com valores de $k_{1,pred}$), porém ainda sem considerar o deslocamento da linha neutra. Posteriormente, é avaliado apenas este fenômeno, considerando de volta a laje com rigidez infinita, porém com o deslocamento da linha neutra. Por fim, no último caso, todos os parâmetros são avaliados, ou seja, há a consideração da rigidez da laje como finita (de valor $k_{1,pred}$) e há a consideração das armaduras que deslocam a linha neutra da viga mista.

Com os modelos do caso 1, é possível investigar se a rigidez da alma do perfil pode ser adequadamente representada por uma mola elástica de rigidez $k_{2,pred}$. Já com os modelos do segundo caso, é possível avaliar a associação em série de $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$ nos modelos. Com o terceiro caso, investiga-se a influência da variação da posição da linha neutra, verificando que esse efeito pode ser tratado desacoplado dos outros. Por fim, no quarto caso, verifica-se o procedimento de maneira geral. A Tabela 7.7 é um resumo para melhor compreensão de cada caso estudado e suas respectivas considerações.

Tabela 7.7 – Divisão dos grupos do estudo paramétrico

Grupo	Rigidez da laje	Linha neutra	k_r	Armadura
Caso 1	Infinita	CG do perfil	Alma	Não
Caso 2	Finita ($k_{1,pred}$)	CG do perfil	Alma e Laje	Não
Caso 3	Infinita	Deslocada ($\bar{y}$)	Alma	Sim
Caso 4	Finita ($k_{1,pred}$)	Deslocada ($\bar{y}$)	Alma e Laje	Sim

Para que todos esses modelos pudessem ser simulados, um código em *Python* foi elaborado para geração automática dos mesmos no Abaqus. Esse código retira os valores de $k_{1,pred}$ de um arquivo .csv, gerado pelo código da RNA treinada, para aplicá-los às molas de rotação do modelo numérico. Também, um código foi elaborado para coleta automatizada dos *EigenValues*, resultados de Momento Crítico, provenientes da análise *Buckle* realizada.

O Momento Crítico Elástico obtido via Abaqus, por meio do modelo simplificado, é denominado $M_{cr,MEF}$ e adotado como referência para todas as comparações. Esse resultado é

comparado aos valores de momento crítico, calculado por meio da equação de Dias *et al.* (2019), e Roik *et al.* (1990). Para isso, são utilizados valores de k_1 e k_2 conforme prescrito pelas normativas e descritos nas Equações (2.3) e (2.5). Para esses casos, foi considerada a seção Duplo T do perfil celular no cálculo das propriedades geométricas envolvidas na determinação de M_{cr} , sendo a constante de torção (J) determinada como a média (J_{avg}) entre a constante de torção na região do montante de alma (sem abertura) e na região do Duplo T (J_{2T}). Esses resultados são apresentados como $M_{cr,Dias}$ e $M_{cr,Roik}$, respectivamente.

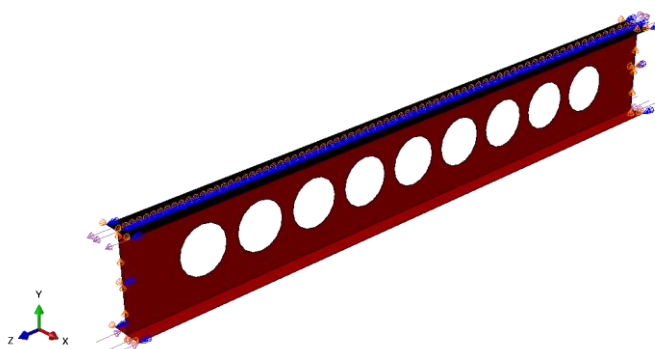
Essas mesmas equações também são empregadas considerando valores de k_2 provenientes de outras propostas, tais como: Silva *et al.* (2020) e Müller *et al.* (2006), conforme as Equações (2.9) e (2.13). Os resultados de M_{cr} , associados à essas abordagens, são apresentados como $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$.

Por fim, os valores de $M_{cr,MEF}$ são comparados aos valores de Momento Crítico Elástico obtidos por meio de $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$, determinados pela RNA treinada. Esses resultados, calculados a partir das equações de Dias *et al.* (2019) e Roik *et al.* (1990), são apresentados como $M_{cr,pred}$. A distinção entre as equações de Dias *et al.* (2019) e Roik *et al.* (1990) será feita, quando necessária, por meio das iniciais destes autores na sigla.

7.3.1 Estudo paramétrico para o caso 1

Para considerar a rigidez da laje como infinita, no lugar das molas, foram colocadas restrições para impedir totalmente a torção da viga ($UR_z = 0$). Os apoios inseridos para restringir o deslocamento, continuam atuando em toda a mesa superior. As vinculações para viga biapoiada são as mesmas já apresentadas, embora o carregamento seja constituído apenas pelo momento de 1kN.m, já que o deslocamento da linha neutra não está sendo considerado nesta subseção. O momento foi aplicado pelo binário de forças, como mostra a Figura 7.9.

Figura 7.9 – Carregamento e condições de contorno para o Caso 1



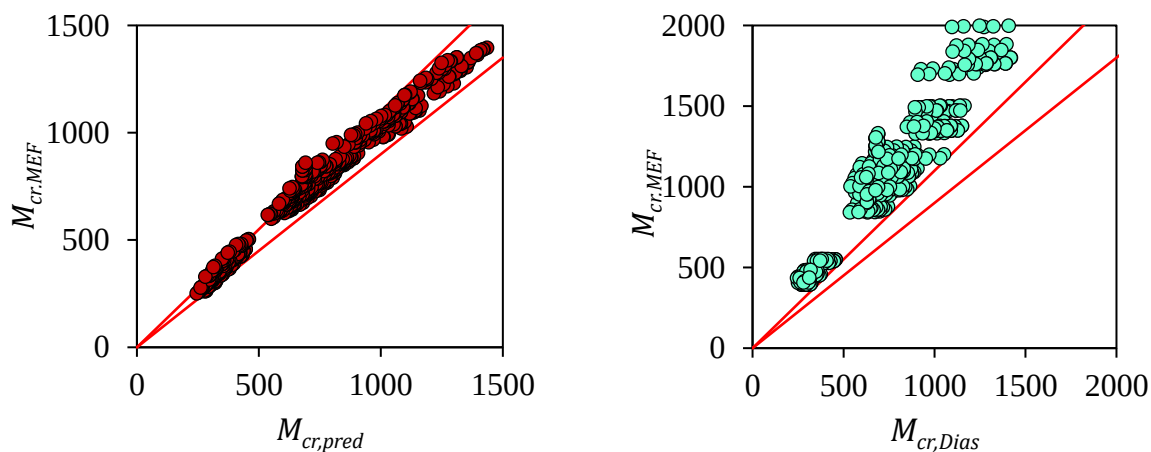
Fonte: Autora (2026)

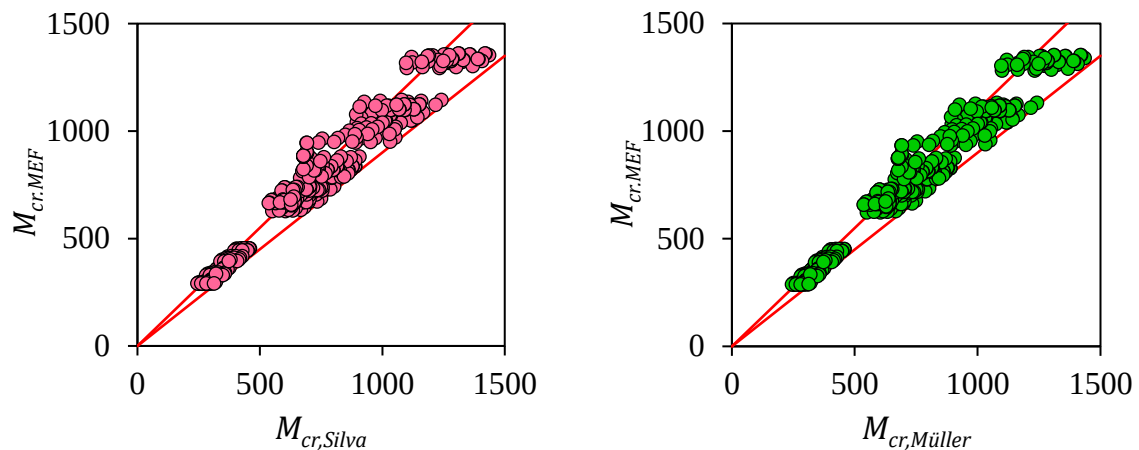
A Tabela 7.8 mostra os parâmetros considerados para esse primeiro estudo. Foram escolhidas relações que pertencem à escala de parâmetros adotados no estudo paramétrico do Mecanismo “U” Invertido. Essas relações precisam estar na mesma faixa de parâmetros para serem válidos os resultados obtidos pelo modelo treinado da RNA. Ao todo, 576 modelos foram simulados nesta etapa, sendo 288 para cada altura do perfil celular (d) adotada.

Tabela 7.8 – Variação de parâmetros para o Caso 1

d (mm)	b_f (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	f_y (MPa)
600	200	12,5	7	4000	300	1,25	355
		15	10	5000	360	1,5	777
			15	8000	420		
				9000			
500	165	8	8	4000	250	1,25	355
		13	10	5000	300	1,5	777
			13	8000	350		
				9000			

A Figura 7.10 mostra os resultados para o caso 1 analisado, onde a região entre as retas apresenta os modelos com desvios inferiores a 10%. Neste caso, para o cálculo de M_{cr} e para aplicar a rigidez rotacional, adotou-se apenas a rigidez proveniente do perfil, já que a rigidez da laje é considerada infinita, fazendo com que $k_r = k_2$. Neste e nos dois próximos casos estudados, apenas a equação de Dias *et al.* (2019) será utilizada para cálculo de M_{cr} . Observa-se que todos os modelos calculados por meio das equações padrões para k_2 apresentaram resultados de momento crítico não conservadores. Por outro lado, as formulações propostas por Müller *et al.* (2006) e Silva *et al.* (2020), e o modelo de predição treinado pela RNA, conduzem a resultados de M_{cr} mais exatos, com a grande maioria dos modelos apresentando desvio de até 10%, se apresentando na região entre as retas.

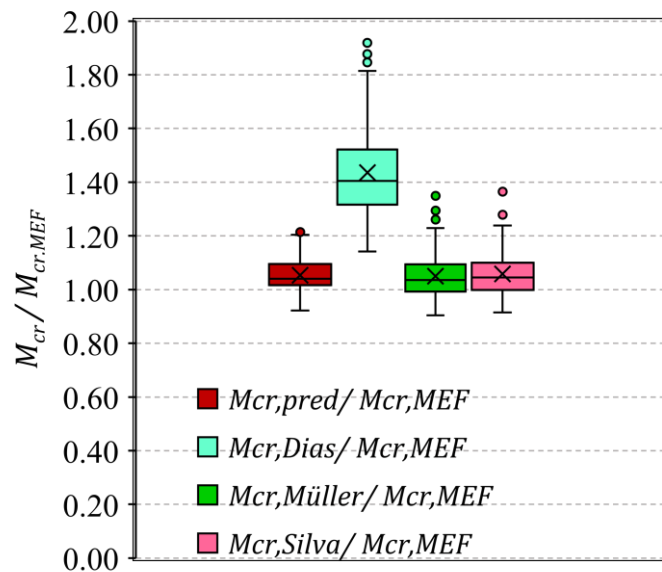
Figura 7.10 – M_{cr} (kN.m) considerando rigidez da laje infinita, sem deslocamento da LN



Fonte: Autora (2026)

Para melhor observar a variação e precisão dos dados obtidos, a Figura 7.11 apresenta os boxplots para cada modelo. Para elaborá-los, foi utilizada a razão do M_{cr} obtido, seja pelo modelo treinada pela RNA ou por propostas de autores e norma, pelo $M_{cr,MEF}$. Dessa forma, boxplots mais concentrados e mais próximos de 1, indicam resultados mais exatos e precisos. Já os boxplots muito acima de 1 indicam valores não conservativos de M_{cr} e abaixo, conservativos. Nota-se que os resultados obtidos pelo modelo de predição proposto apresentam baixa variação e boas respostas (valores próximos de 1), assim como os resultados obtidos pela proposta de Müller *et al.* (2006) e Silva *et al.* (2020). Entretanto, o mesmo não pode ser dito para as respostas de M_{cr} calculado pela formulação padrão, o que já era esperado, uma vez que estas são propostas para perfis de alma cheia.

Figura 7.11 – Boxplots para Caso 1



Fonte: Autora (2026)

Dessa forma, considera-se que a rigidez da alma do perfil celular pode ser representada por uma mola de rigidez $k_{2,pred}$. Isso porque o cálculo de $M_{cr,pred}$ conduziu a resultados com

desvios de até 10% dos valores de $M_{cr,MEF}$, assim como outras propostas de autores, como já citado. Ainda, a utilização de $k_{2,pred}$ para rigidez à flexão transversal da alma conduziu a resultados mais consistentes, com menor coeficiente de variação, principalmente se comparado às atuais formulações prescritas nas normas. A Tabela 7.9 apresenta a média, desvio padrão e coeficiente de variação para cada proposta.

Tabela 7.9 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no

	Caso 1			
	$\frac{M_{cr,pred}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Dias}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Müller}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Silva}}{M_{cr,MEF}}$
Média	1,05	1,44	1,05	1,06
Desvio Padrão	0,06	0,16	0,08	0,08
Coeficiente de Variação	5,8%	11,5%	7,7%	7,8%

7.3.2 Estudo paramétrico para o caso 2

Nesta subseção é avaliada a influência da rigidez da laje ao modelo, esta que será proveniente do treinamento da RNA ($k_{1,pred}$). Portanto, para a rigidez da laje são consideradas as molas ao longo da mesa superior do perfil, sem as restrições para impedir a torção da viga. Os apoios inseridos para restringir o deslocamento, continuam atuando em toda a mesa superior. Como ainda não é considerada a presença das armaduras, com a linha neutra da seção mista passando exatamente no centroide do perfil de aço, é aplicado um carregamento composto apenas pelo momento de 1kN.m. As vinculações para viga biapoiada são as mesmas já apresentadas.

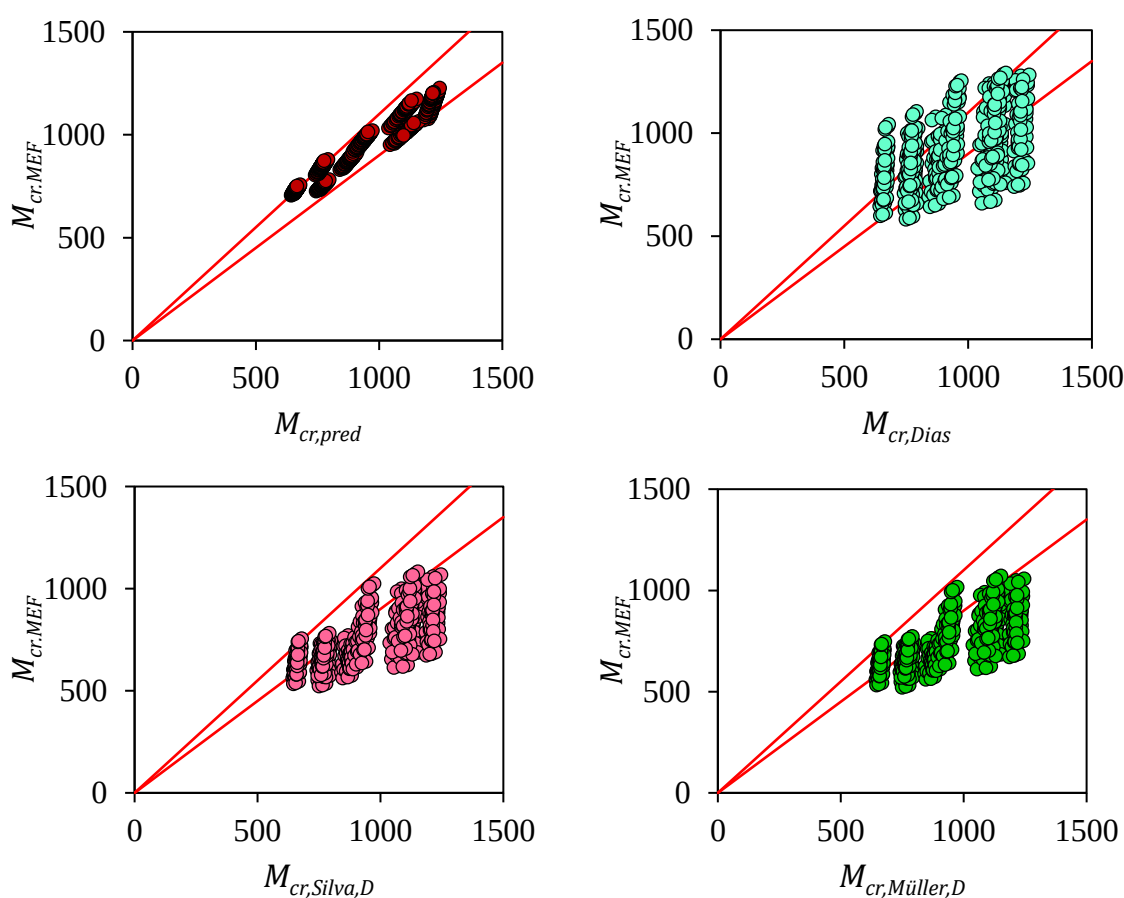
Com esse estudo, é possível verificar a aplicabilidade do modelo proposto para associação em série das rigidezes da laje ($k_{1,pred}$) e da alma (k_2). Vale relembrar que a rigidez da alma não é inserida ao modelo, pois já é considerada diretamente pela modelagem do elemento. Para a rigidez da laje, foram considerados parâmetros que influenciam na determinação de $k_{1,pred}$ totalizando 54 valores de rigidez. Os demais parâmetros variados estão expostos na Tabela 7.10, que resultaram em 576 modelos no total.

Tabela 7.10 – Variação de parâmetros para o Caso 2

d (mm)	b_f (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (mm)	a_0 (mm)	$\frac{p}{a_0}$	f_y (MPa)	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm)	f_c (MPa)
600	200	15	10	6000	300	1,5	355	90	2000	240	50
		12,5			420	1,25	777	100	3000	300	125
									4000	470	

Similar ao que foi feito para o primeiro caso, os valores de $M_{cr,MEF}$ são comparados a $M_{cr,pred}$, onde é feita a aplicação de $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$ para a determinação da rigidez rotacional. Também são comparados aos resultados analíticos padrão, conforme as normas ($M_{cr,Dias}$) e aos resultados aplicando propostas de outros autores para k_2 ($M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$). Nesses três últimos casos, a rigidez à flexão da laje fissurada foi determinada conforme a Equação (2.3). A rigidez rotacional da viga mista, então, foi calculada pela associação em série dessas rigidezes, fazendo com que $k_r = (k_1 \cdot k_2)/(k_1 + k_2)$. O deslocamento da linha neutra não foi considerado. A Figura 7.12 mostra os resultados para o caso 2 analisado.

Figura 7.12 – M_{cr} (kN.m) considerando rigidez da laje finita, sem deslocamento da LN

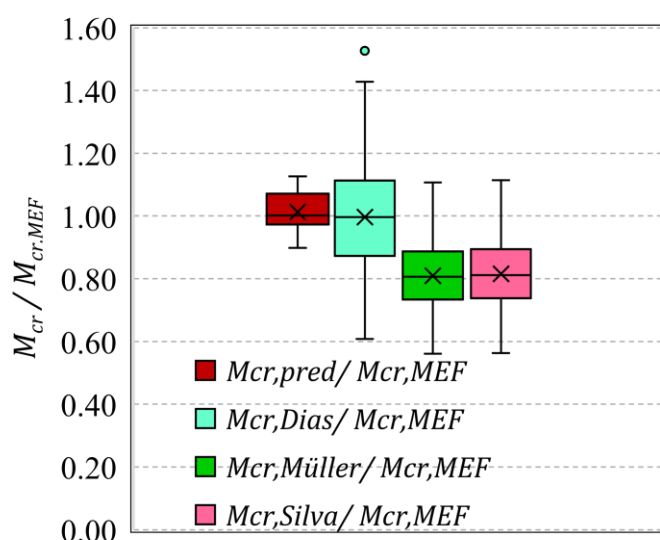


Fonte: Autora (2026)

Observa-se que há uma dispersão de resultados significativa para os modelos calculados por meio das equações padrões. Essa dispersão, por variar de forma relativamente igual entre resultados conservativos (abaixo da reta dos 10%) e não-conservativos (acima da reta), pode resultar em valores médios que mascaram a realidade dos dados. Já para o modelo predito, observa-se um comportamento linear e mais homogêneo dos resultados, dentro do limite de 10% de desvio. Para $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$ observa-se resultados conservadores, com muitos modelos na faixa dos 10% de desvio, mas também com muitos modelos abaixo.

Os boxplots apresentados na Figura 7.13, juntamente com a Tabela 7.11, ilustram muito bem essa dispersão dos resultados e a média dos valores de M_{cr} obtido, seja pelo modelo treinada pela RNA ou por propostas de autores e norma, pelo $M_{cr,MEF}$. Observa-se que a associação de $k_{1,pred}$ e $k_{2,pred}$ conduz a bons resultados de $M_{cr,pred}$, com média muito próxima de 1 e baixo coeficiente de variação, sendo possível confirmar a utilização do modelo treinado por RNA para determinação das rigidezes e sua aplicação como molas em série no modelo numérico.

Figura 7.13 – Boxplots para o Caso 2



Fonte: Autora (2026)

Tabela 7.11 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no Caso 2

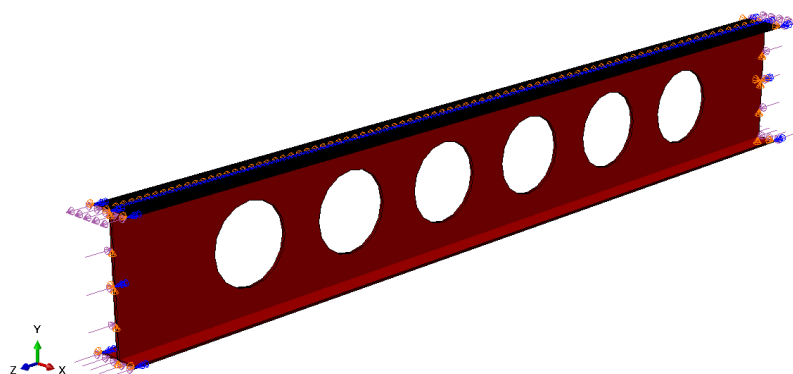
	$\frac{M_{cr,pred}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Dias}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Müller}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Silva}}{M_{cr,MEF}}$
Média	1,01	1,00	0,94	0,81
Desvio Padrão	0,06	0,18	0,18	0,11
Coeficiente de Variação	6,4%	18,1%	18,9%	13,7%

7.3.3 Estudo paramétrico para o caso 3

Para considerar a rigidez da laje como infinita, no lugar das molas, foram colocadas restrições para impedir totalmente a torção da viga (UR_Z), assim como feito para o caso 1. Os apoios inseridos para restringir o deslocamento, continuam atuando em toda a mesa superior. Como agora é considerado o deslocamento da linha neutra, pela presença das armaduras, é aplicado um carregamento composto pelo momento atuante M_a e a força axial de compressão N_a , calculados conforme as Equações (7.1) e (7.2). As condições de contorno para o vínculo de

garfo são as mesmas já apresentadas. O modelo numérico é representado pela Figura 7.14.

Figura 7.14 – Carregamento e condições de contorno para o Caso 3



Fonte: Autora (2026)

A Tabela 7.12 mostra os parâmetros variados para esse estudo, com foco na alteração das bitolas das armaduras longitudinais negativas utilizadas na laje (ϕ_{SUP}), uma vez que essas influenciam diretamente no deslocamento da linha neutra. Assim como nos outros casos, as relações seguem a mesma faixa de parâmetros que foi aplicada ao estudo paramétrico do Modelo “U” Invertido. Nesta etapa, 128 modelos foram simulados.

Tabela 7.12 – Variação de parâmetros para o Caso 3

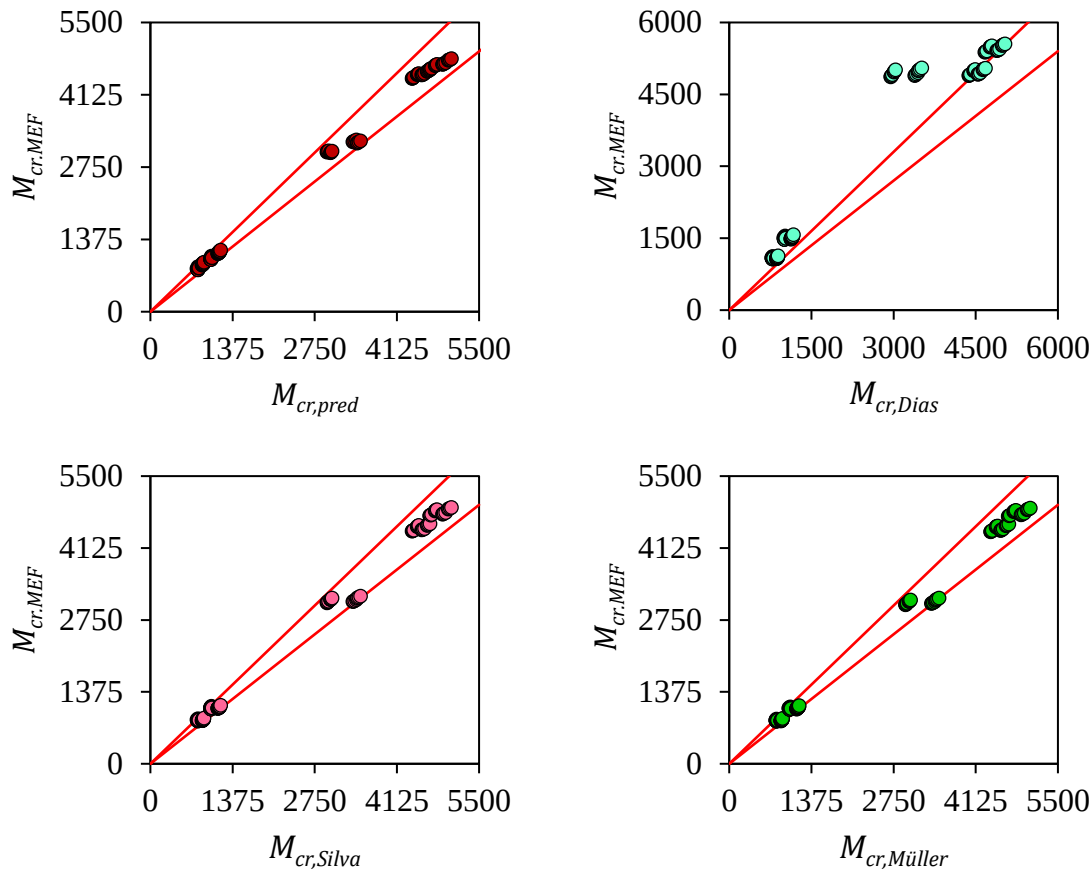
d (mm)	b_f (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	f_y (MPa)	ϕ_{SUP} (mm)
600	200	15	10	4000	300	1,5	355	6,3
								8
								10
								12,5
900	300	22,5	15	4000	450	1,5	355	6,3
								8
								10
								12,5

Os valores de $M_{cr,MEF}$ são comparados a $M_{cr,pred}$, onde é feita a aplicação de $k_{2,pred}$ para a determinação da rigidez rotacional. Isso porque, como a rigidez da laje é infinita, têm-se $k_r = k_2$. Também são comparados aos resultados analíticos padrão, conforme as normas ($M_{cr,Dias}$) e aos resultados aplicando propostas de outros autores ($M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$). Vale lembrar que neste caso há o deslocamento da linha neutra ($\bar{y}$), fazendo com que o momento de inércia da seção mista (I_x) não seja mais igual o momento de inércia do perfil (I_{ax}), padrão que era observado nos outros casos.

A Figura 7.15 mostra os resultados para o caso 3 analisado. Observa-se mais uma vez os resultados não conservativos para os modelos onde M_{cr} foi calculado com formulações padrões da norma para perfis de alma cheia. Para as demais propostas é observado valores

dentro da faixa dos 10% de desvio e baixa variação dos resultados.

Figura 7.15 – M_{cr} (kN.m) considerando rigidez da laje infinita, com deslocamento da LN



Fonte: Autora (2026)

Como já citado, neste terceiro caso, o maior foco deve ser o entendimento da influência da posição da Linha Neutra. Para que este fenômeno seja avaliado de forma isolada, realizou-se um estudo paramétrico adicional propondo somente alterações na relação $\bar{y}/h_0$, sem alterar a armadura superior, que foi mantida de 8 mm. Dessa forma, a Tabela 7.13 apresenta os parâmetros alterados nesta segunda etapa, totalizando 288 modelos.

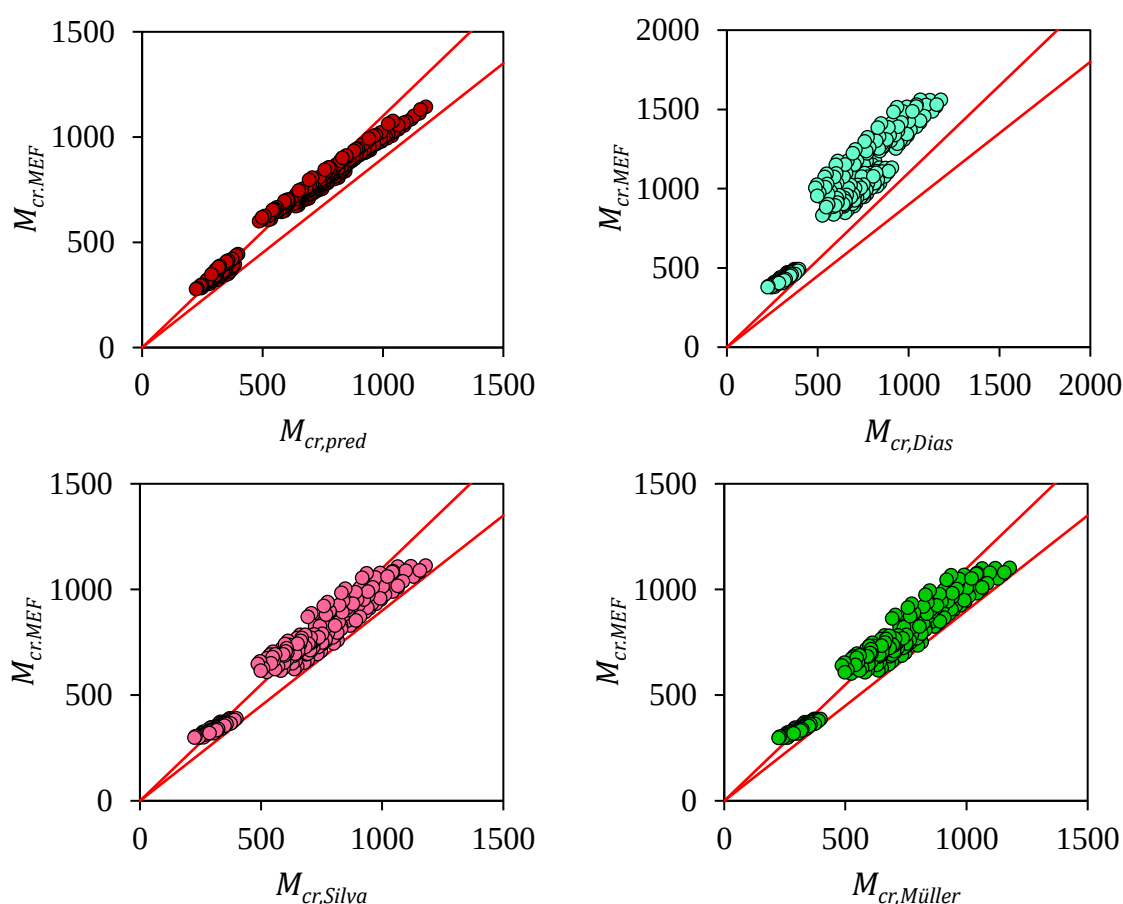
Tabela 7.13 – Variação de parâmetros para avaliação da influência da linha neutra

d (mm)	b_f (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	f_y (MPa)	$\bar{y}/h_0$
600	200	15	10	4000	300	1,5	355	0,01
					360	1,25*	777	0,05
					420			0,1
								0,2
500	165	8	10	4000	250	1,5	355	0,01
					300	1,25*	777	0,05
					350			0,1
								0,2

* Os modelos com $p/a_0=1,25$ foram modelos apenas para $L=4000$

Semelhante à primeira etapa, a Figura 7.16 mostra as comparações de $M_{cr,MEF}$ com $M_{cr,pred}$, $M_{cr,Dias}$, $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$, onde se observa os resultados não-conservativos do modelo padrão das normas. Também se observa os resultados dentro da faixa dos 10% de desvio para as demais propostas, sendo o modelo predito o que apresenta menor variação.

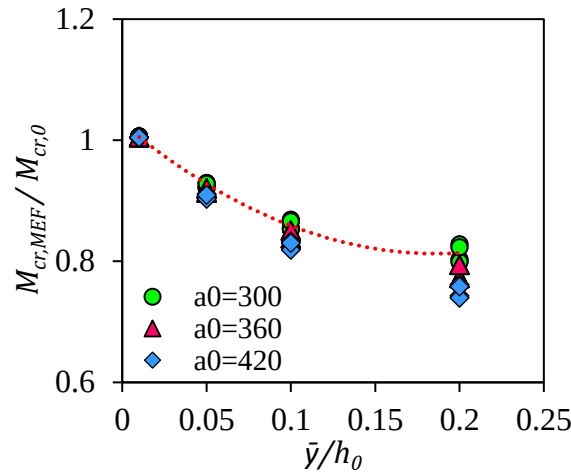
Figura 7.16 – M_{cr} (kN.m) para o Caso 3, variando apenas posição da LN



Fonte: Autora (2026)

Pela Figura 7.17, é possível observar que o aumento da altura comprimida da alma do perfil celular conduz à menores valores de M_{cr} , sendo mais evidente nos perfis com maior diâmetro de abertura dos alvéolos (a_0). Para construção do gráfico, no eixo vertical, utilizou-se a razão dos valores de $M_{cr,MEF}$, dos modelos de $L = 4000$ mm, pelo respectivo valor de Momento Crítico para o caso em que o deslocamento da linha neutra não foi considerado, ou seja, para o caso 1. Este é representado como $M_{cr,0}$. Dessa forma, entende-se que a presença das armaduras, em consequência, o deslocamento da linha neutra ($\bar{y}$), não pode ser desprezada nos modelos simplificados, uma vez que geram grande influência no resultado de M_{cr} .

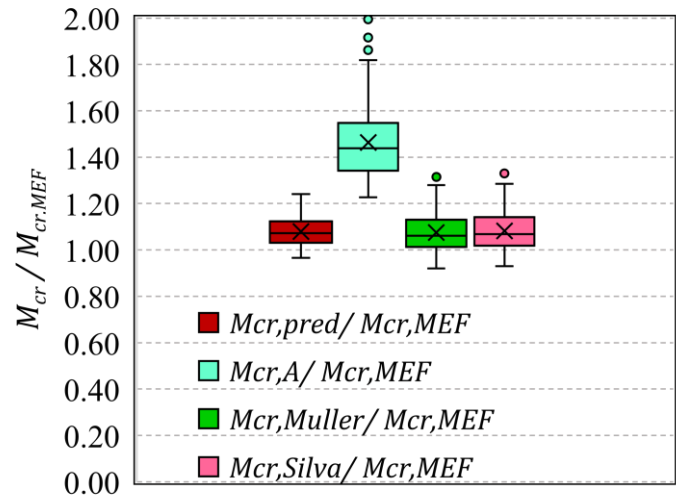
Figura 7.17 – Influência da posição da linha neutra no Momento Crítico Elástico



Fonte: Autora (2026)

A Figura 7.18 apresenta os boxplots para o caso 3. Juntamente com a Tabela 7.14 é possível observar a variação dos parâmetros analisados, que indica que o modelo proposto apresenta resultados mais consistentes.

Figura 7.18 – Boxplots para o Caso 3



Fonte: Autora (2026)

Tabela 7.14 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no Caso 3

	$\frac{M_{cr,pred}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Dias}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Müller}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Silva}}{M_{cr,MEF}}$
Média	1,08	1,46	1,07	1,08
Desvio Padrão	0,06	0,16	0,09	0,09
Coeficiente de Variação	6,0%	11,1%	8,0%	8,0%

7.3.4 Estudo paramétrico para o caso 4

Nesta subseção é avaliada a influência da rigidez da laje e do deslocamento da linha neutra. Portanto, são consideradas as molas ao longo da mesa superior do perfil e a força axial de compressão N_a para considerar a presença das armaduras e deslocar a linha neutra. Os apoios inseridos para restringir o deslocamento, continuam atuando em toda a mesa superior e as vinculações para viga biapoiada são as mesmas já apresentadas. O carregamento aplicado é então composto por M_a e N_a , ainda considerando um momento crítico de 1 kN.m. O modelo numérico para este caso já foi apresentado no item 7.1.

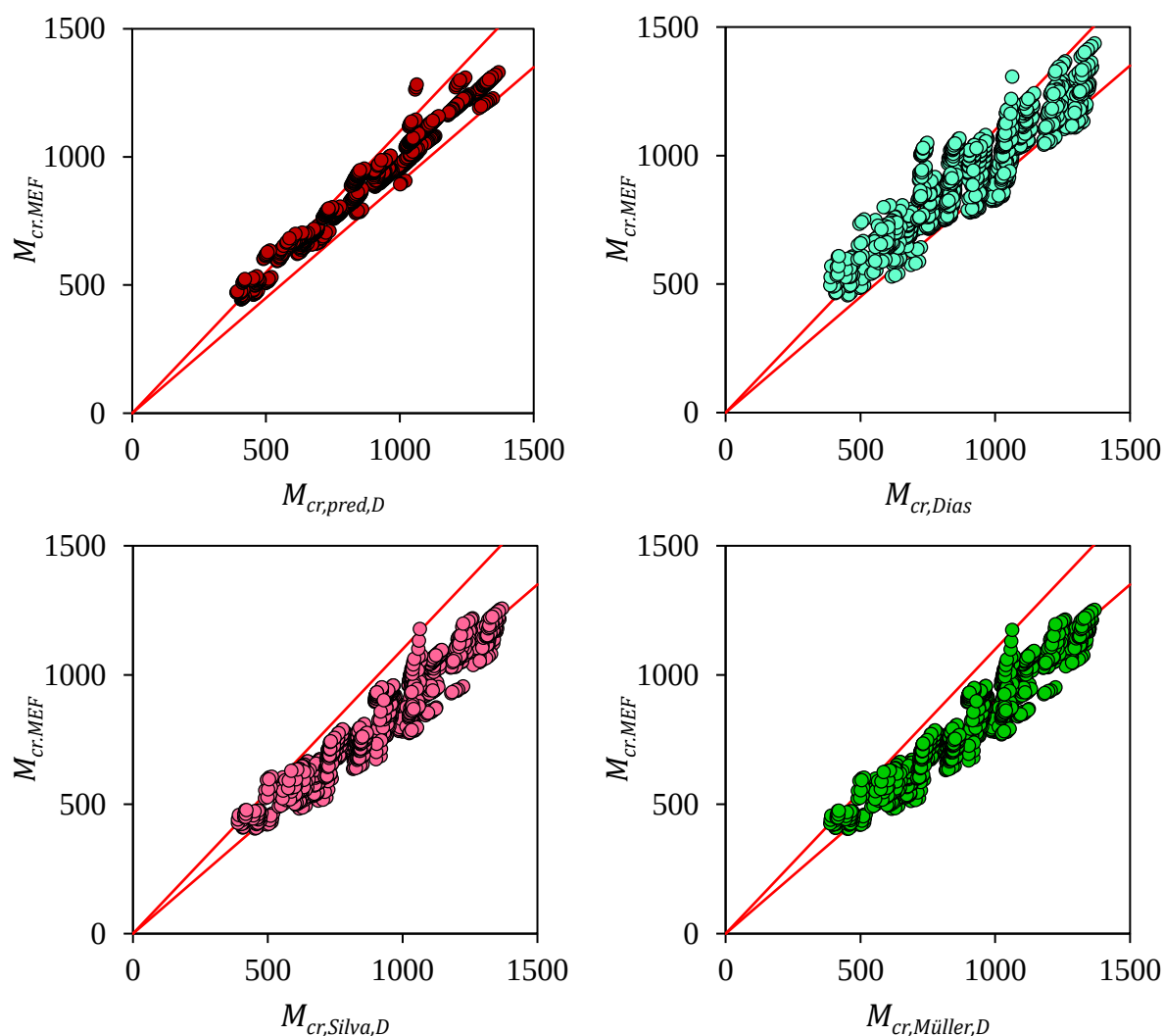
Como neste caso o procedimento para determinação de M_{cr} é avaliado de maneira geral, uma proposta de parametrização mais completa é feita. Os parâmetros são apresentados na Tabela 7.15, onde se observam combinações que resultam em 36 valores de $k_{1,pred}$ e 12 valores de $k_{2,pred}$. Outros parâmetros que afetam o momento crítico elástico também foram variados, bem como a bitola da armadura superior (ϕ_{SUP}), para se considerar o efeito do deslocamento da linha neutra. No total, 2496 modelos foram avaliados.

Tabela 7.15 – Variação de parâmetros para o Caso 4

d (mm)	b_f (mm)	t_w (mm)	t_f (mm)	L (mm)	a_0 (mm)	$\frac{p}{a_0}$	f_y (MPa)	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ²)	f_c (MPa)	ϕ_{SUP} (mm)
600	200	10	10	4000	300	1.5	355	90	2000	300	50	8
		12.5	15	8000	420		777	100	3000	470	125	10
		15							4000			
500	165	10,5	10	4000	250	1,5	355	90	2000	300	50	8
		13			350	1,25	777	100	3000		125	
									4000			

Para análise dos resultados, a Figura 7.19 mostra os valores de $M_{cr,MEF}$ comparados, novamente, com $M_{cr,pred}$, $M_{cr,Dias}$, $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$, onde a equação de Dias *et al.* (2019) foi utilizada. Vale lembrar que, por se tratar de um perfil celular, as propriedades geométricas necessárias para cálculo de M_{cr} foram determinadas na seção Duplo T do perfil, considerando a presença das aberturas na alma.

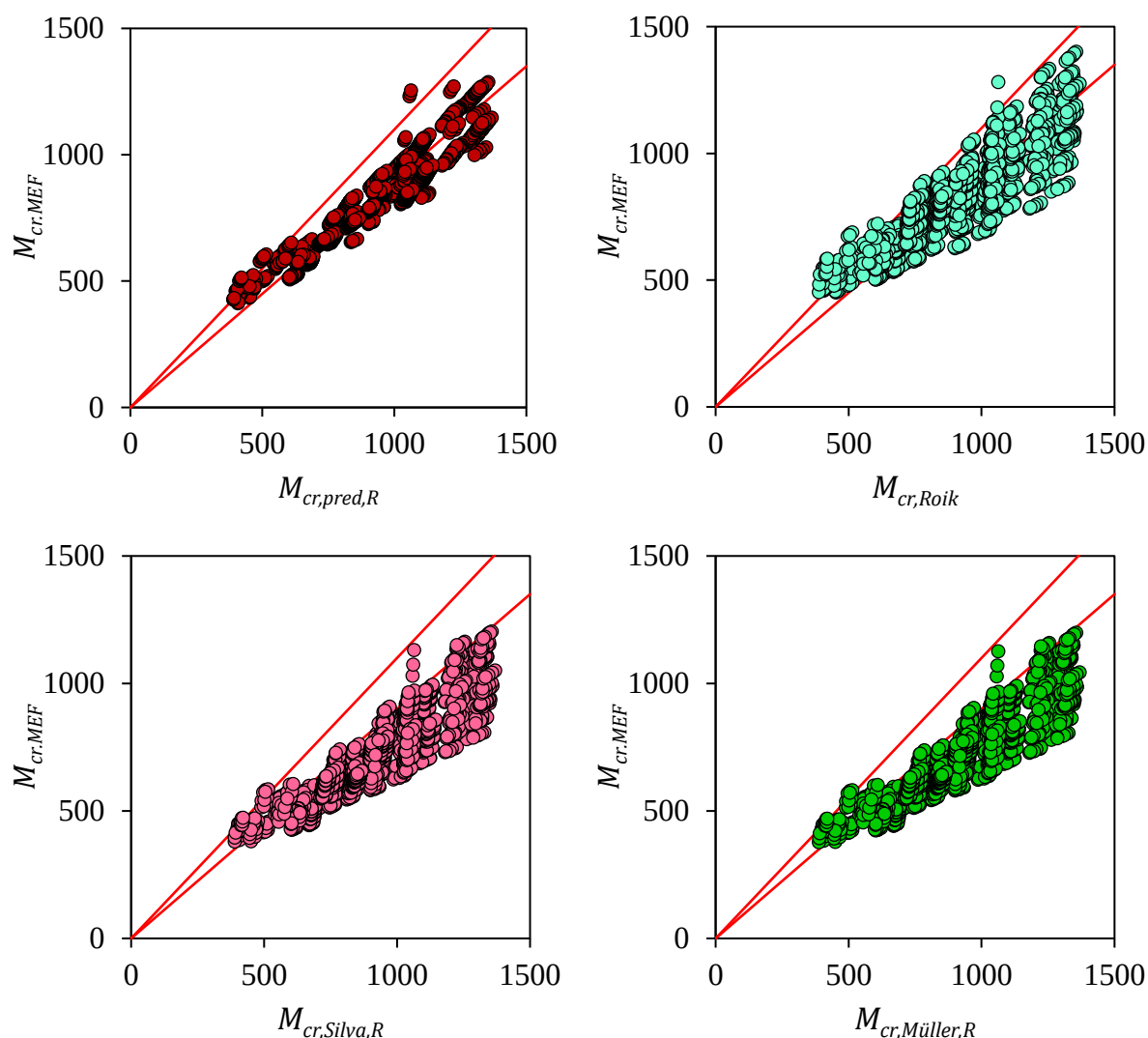
Figura 7.19 – M_{cr} (kN.m) considerando rigidez da laje finita, com deslocamento da LN e equação de Dias *et al.* (2019)



Fonte: Autora (2026)

Já na Figura 7.20, os valores de $M_{cr,MEF}$ são comparados, novamente, aos valores de $M_{cr,pred}$, $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$, agora aplicando a equação de momento crítico elástico proposta por Roik *et al.* (1990), onde o resultado $M_{cr,Roik}$ representa a aplicação direta desta equação com os valores de k_1 e k_2 como proposto pelas normas. Utilizou-se as propriedades da seção Duplo T do perfil celular, considerando as aberturas.

Figura 7.20 – M_{cr} (kN.m) considerando rigidez da laje finita, com deslocamento da LN e equação de Roik *et al.* (1990)



Fonte: Autora (2026)

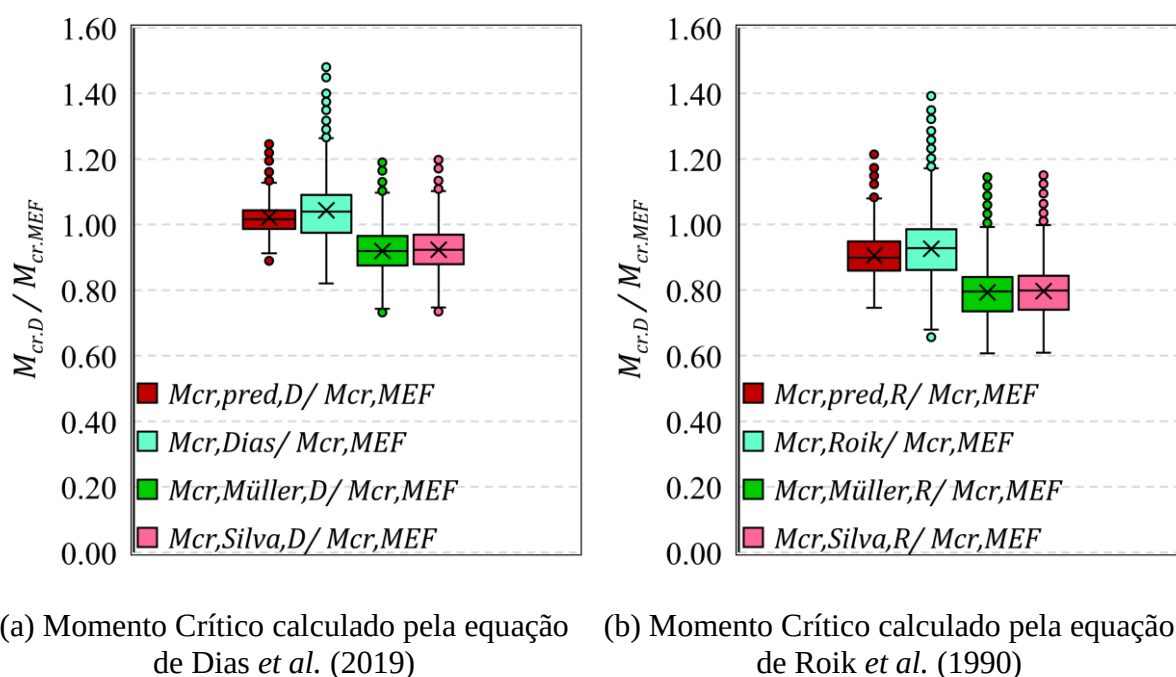
É possível observar que $M_{cr,pred,R}$ conduziu a resultados mais conservativos que $M_{cr,pred,D}$, embora este ainda esteja na faixa dos 10% de desvio. O mesmo é observado para os resultados de $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$, que se mostraram conservativos em ambas as propostas, porém com os valores mais subestimados na segunda proposta. Os resultados de $M_{cr,Roik}$ apresentaram uma redução em comparação aos resultados de $M_{cr,Dias}$. Essa redução pode ser analisada como uma melhora dos resultados, embora em ambas as propostas tenham sido aplicadas as formulações para perfis de alma cheia, fato que pode mascarar a realidade dos dados, uma vez que os resultados da rigidez à flexão tendem a ser subestimados, enquanto os valores da rigidez da alma do perfil, superestimado, havendo uma compensação de resultados.

Para $M_{cr,Silva}$ e $M_{cr,Müller}$, em ambas propostas analisadas, observa-se resultados

conservadores, mostrando que a aplicação dessas equações também pode conduzir à valores de M_{cr} confiáveis. Entretanto, entendendo que o Momento Crítico Elástico não é um parâmetro de dimensionamento final, considera-se que um modelo capaz de prever o fenômeno físico com maior exatidão seja melhor aplicável. Isso porque esses valores de M_{cr} , até serem utilizados como valores de Momento Resistente (M_{Rd}), sofrem alteração por outros fatores de redução e coeficientes de segurança, gerando menor desperdício de rigidez do elemento.

Assim como apresentado para os outros casos, na Figura 7.21 é exposto os gráficos com boxplots referente a cada proposta analisada e na Tabela 7.16 são apresentados média (Me), desvio padrão (DP) e coeficiente de variação (CV) de cada uma. Nota-se que a utilização da equação proposta por Dias *et al.* (2019) para cálculo do Momento Crítico Elástico conduz à resultados mais consistentes e com menor variação, tanto para o modelo proposto ($M_{cr,pred}$), quanto para os modelos $M_{cr,Müller}$ e $M_{cr,Silva}$. Para os modelos analíticos isso também acontece, como fica melhor evidenciado pelos valores de coeficiente de variação.

Figura 7.21 – Boxplots para o Caso 4



Fonte: Autora (2026)

Tabela 7.16 – Média, desvio padrão e coeficiente de variação para propostas analisadas no Caso 4

	Equação de Dias <i>et al.</i> (2019)				Equação de Roik <i>et al.</i> (1990)			
	$\frac{M_{cr,pred,D}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Dias}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Müller,D}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Silva,D}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,pred,R}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Roik}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Müller,R}}{M_{cr,MEF}}$	$\frac{M_{cr,Silva,R}}{M_{cr,MEF}}$
Me	1,03	1,04	0,92	0,92	0,91	0,92	0,79	0,80
DP	0,046	0,101	0,065	0,065	0,070	0,101	0,080	0,080
CV	4,5%	9,7%	7,0%	7,0%	7,7%	10,9%	10,1%	10,0%

Para melhor analisar o erro das propostas em relação ao momento crítico numérico ($M_{cr,MEF}$), a Tabela 7.17 apresenta os erros relativos médios, apenas considerando a aplicação da Equação de Dias *et al.* (2019), por essa ter apresentado melhor desempenho de maneira geral, como já mostrado. Nota-se que $M_{cr,pred}$ apresentou o menor erro entre as propostas.

Tabela 7.17 – Erro relativo médio das propostas do Caso 4

	$M_{cr,pred,D}$	$M_{cr,Dias}$	$M_{cr,Müller,D}$	$M_{cr,Silva,D}$
Erro relativo	4%	8%	9%	8%

7.4 ANÁLISE DOS RESULTADOS DO MOMENTO CRÍTICO ELÁSTICO

Os gráficos e resultados apresentados indicam que o modelo proposto por meio das Redes Neurais, treinadas com o banco de dados provenientes do estudo paramétrico do Mecanismo “U” Invertido para vigas celulares mistas com AAR e UHPC, prevê com precisão os valores de rigidez da laje e alma do perfil. Eles também indicam que a aplicação da equação proposta por Dias *et al.* (2019) conduz a resultados mais consistentes de M_{cr} que aquela proposta por Roik *et al.* (1990). Essa conclusão, inclusive, já foi apresentada por muitos autores que estudaram o M_{cr} , mas agora ela é verificada também para os casos de vigas celulares mistas, inclusive para a aplicação dos materiais de alta resistência.

Ainda é possível observar que o Momento Crítico Elástico, determinado pela associação em série das rigidezes da laje e da alma, conforme prevê os códigos normativos com suas formulações padrão para perfis de alma cheia, coincidentemente, apresenta valores muito próximos aos numéricos, conduzindo, de certa forma, à resultados coerentes de M_{cr} . O termo “coincidentemente” é aqui utilizado porque, como visto e discutido anteriormente as formulações atuais preveem menor rigidez à flexão para laje fissurada e maior rigidez para alma do perfil. Dessa forma, observa-se um efeito de compensação entre a superestimação da rigidez

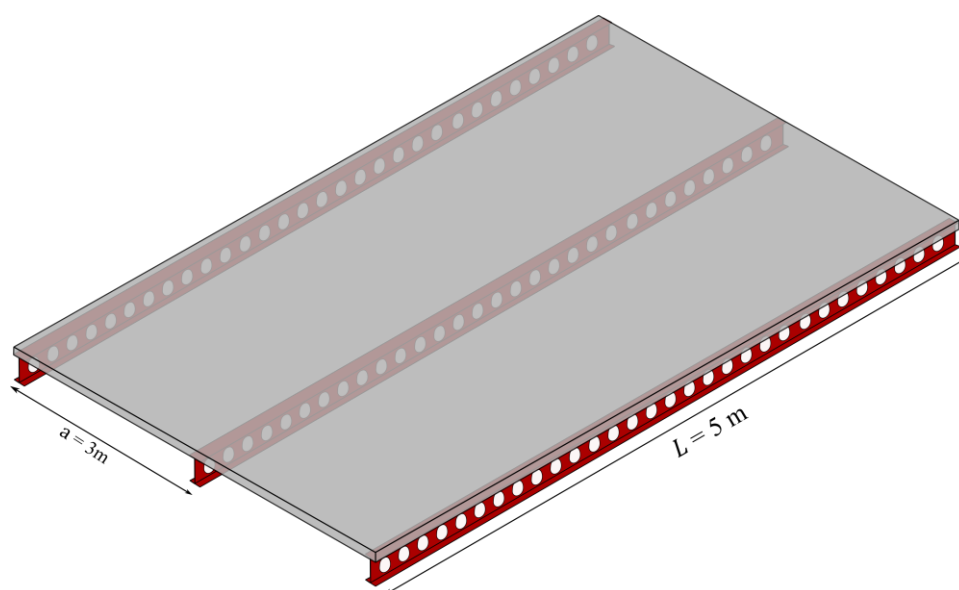
da alma e a subestimação da rigidez da laje.

Quanto às propostas elaboradas por autores como Silva *et al.* (2020) e Müller *et al.* (2006), observa-se que essas também conduzem à resultados conservadores de M_{cr} , mesmo que essas propostas partam da utilização da formulação padrão de k_1 . Isso acontece porque, como visto no item 5.3.1, o que realmente comanda a flexibilidade rotacional da viga mista é o perfil, e como essas propostas foram elaboradas considerando as aberturas, também podem conduzir à resultados coerentes. Por fim, avaliando o $M_{cr,pred}$, considera-se que é a determinação das rigidezes por meio do modelo de predição treinado por RNA, é uma proposta bastante coerente para ser aplicada às vigas celulares mistas, tanto de materiais convencionais, quanto materiais de alta resistência. Isso porque a proposta se mostrou com baixa variação dos resultados em todos os casos analisados.

7.5 EXEMPLO DE APLICAÇÃO

Para melhor entender a aplicação do modelo de predição proposto e para compreender como este modelo poderia facilitar a aplicação das formulações, garantindo resultados confiáveis, neste tópico será detalhada a determinação do momento crítico elástico para uma viga celular mista AAR-UHPC, considerando apenas momento negativo uniforme. Para este exemplo será considerada a viga mista da Figura 7.22, considerando que a região ilustrada se refere apenas à região de momento negativo da viga, ou seja, $L = 5$ m é a distância entre pontos de momento nulo na viga. Escolheu-se determinar o momento crítico elástico da viga de borda.

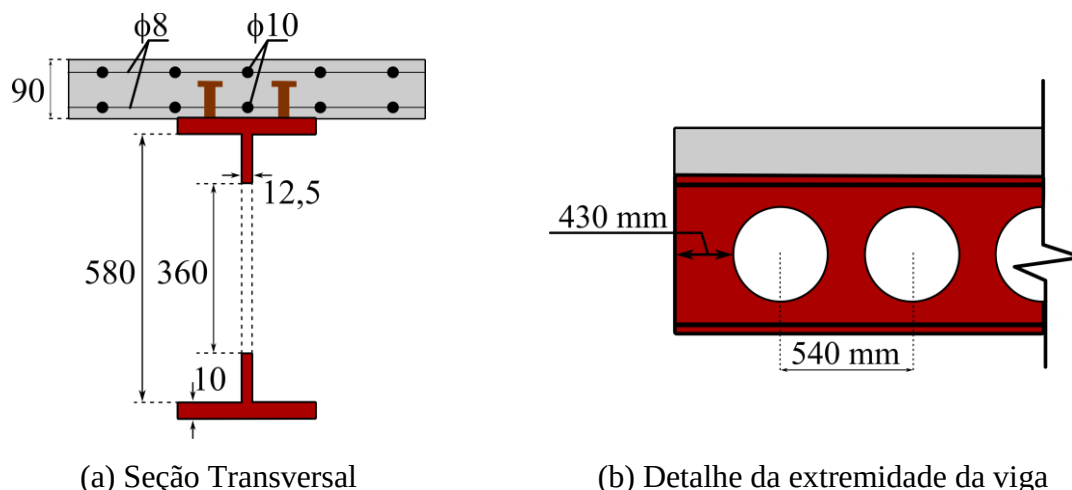
Figura 7.22 – Viga celular mista para resolução do exemplo



Fonte: Autora (2026)

As dimensões da seção são detalhadas na Figura 7.23, onde b_{we} foi determinado considerando o número de alvéolos existentes no comprimento total da viga, que é definido pela expressão: $N^{\circ}_{alv} = (L/p) - 1$, sendo L o comprimento da viga e p o passo, igual a $1,5a_0$. Para as armaduras longitudinais foi adotado $\phi 10\text{mm}$ c/ 200mm e para as transversais, $\phi 8\text{mm}$ c/ 200mm. O cobrimento superior e inferior foi tomado igual a 3 cm.

Figura 7.23 – Seção transversal e detalhe da viga celular mista (em mm)



Fonte: Autora (2026)

Para determinação de $k_{1,pred}$ é necessário entrar com valores de resistência a compressão do concreto (f_c), espessura da laje (h_s), distância entre vigas paralelas (a) e área de armadura negativa (A_s), por metro de laje, considerando o Mecanismo “U” Invertido. Então para o exemplo em questão têm-se: $f_c=125$ MPa, $h_s=90$ mm e $a=3000$ mm. A determinação da armadura por metro de laje é feita considerando a faixa de um metro na direção transversal da viga. Como nessa direção têm-se $\phi 8\text{mm}$ c/200 mm, são consideradas 5 barras para 1 metro, totalizando $A_s=251,327$ mm²/m.

Já para determinar $k_{2,pred}$, os dados de entrada são referentes ao perfil celular. Neste caso, têm-se: $d=600$ mm, $p/a_0=1,5$, $a_0=360$ mm, $t_w=12,5$ mm. Entrando com esses dados iniciais no modelo de predição da interface disponibilizada e indicada na Figura 7.24, obtém-se os resultados $k_{1,pred} = 544,8$ kN e $k_{2,pred}=100,8$ kN.

Figura 7.24 – Interface* de cálculo das rigidezes pelo modelo proposto

Cálculo da rigidez k1

Resistência do concreto f_c (MPa)

125.00 - +

Espessura da laje h_s (mm)

90.00 - +

Distância entre vigas de aço paralelas a (mm)

3000.00 - +

Área de armadura negativa A_s (mm²)

251.33 - +

Calcular (k1)

Predição de k1 concluída com sucesso!

	f_c	h_s	a	A_s	k_{1_pred}
0	125	90	3000	251.327	544.7695

Cálculo da rigidez k2

Altura do perfil d (mm)

600.00 - +

Razão p / a_0

1.50 - +

Espessura da alma t_w (mm)

12.50 - +

Diâmetro da abertura a_0 (mm)

360.00 - +

Calcular (k2)

Predição de k2 concluída com sucesso!

	d	p	t_w	a_0	k_{2_pred}
0	600	1.5	12.5	360	100.7886

(a) Cálculo de $k_{1,pred}$ (b) Cálculo de $k_{2,pred}$ * Link de acesso: <https://k1-k2-app.streamlit.app/>

Assim, a rigidez rotacional para esse modelo é dada pela associação em série dessas rigidezes:

$$k_r = \frac{(k_{1,pred} \cdot k_{2,pred})}{(k_{1,pred} + k_{2,pred})} = \frac{544,8 \cdot 100,8}{544,8 + 100,8} = 85 \text{ kN.m/m}$$

Com a rigidez rotacional rapidamente determinada, calcula-se as propriedades geométricas da seção transversal do perfil de aço e da seção mista, para cálculo do Momento Crítico. As propriedades relacionadas somente ao perfil de aço celular foram calculadas considerando a seção Duplo T, estando apresentadas na Tabela 7.18. Já para a seção mista, que é composta pela área do perfil celular (A_a) mais a área de armadura negativa existente na largura efetiva da viga mista, são apresentados os cálculos:

1º) Determinação da largura efetiva (b_{ef}) da viga mista contínua de borda, considerando a região de momento negativo.

distância entre pontos de momento nulo = vão = 5000 mm (ilustrado)

Como a viga adotada para cálculo é uma viga de borda, a largura efetiva, calculada para cada lado da linha de eixo longitudinal da viga, é igual a:

$$b_{ef} = \text{menor} \begin{cases} \frac{1}{8} \text{vão} = \frac{1}{8} * 5000 = 625 \text{ mm} \\ \frac{1}{2} a = \frac{1}{2} * 3000 = 1500 \text{ mm} \end{cases}$$

$$b_{ef} = 625 \text{ mm}$$

2º) Cálculo da área total, considerando perfil celular e armadura longitudinal disponível na largura efetiva da viga de borda.

Como a armadura longitudinal negativa está disposta a cada 200 mm, na largura efetiva cabem:

$$N^{\circ}_{ArmLong} = \frac{625}{200} = 3,125 \therefore 4 \text{ barras de } 10 \text{ mm}$$

$$A_{arm} = 4 * \frac{\pi * 10^2}{4} = 314,159 \text{ mm}^2$$

$$\therefore A_{mista} = A_a + A_{arm} = 7064,2 \text{ mm}^2$$

Tabela 7.18 – Propriedades básicas do perfil de aço

Área do perfil celular (A_a)	6750,0 mm ²
Centroide do perfil celular	300 mm
Momento de inércia do perfil, considerando alma cheia ($I_{ax,CHEIO}$)	5,5138.10 ⁸ mm ⁴

Para a posição da linha neutra da seção mista (Y_{CG}), considera-se o eixo partindo da base da mesa inferior do perfil celular. Dessa forma, têm-se que:

$$Y_{CG} = \frac{(b_f \cdot t_f) \cdot \frac{t_f}{2} + (t_w \cdot h_w - t_w \cdot a_0) \cdot \left(\frac{d}{2}\right) + (b_f \cdot t_f) \cdot \left(d - \frac{t_f}{2}\right) + A_{arm} \cdot (h_s - cob + d)}{A_{mista}}$$

$$Y_{CG} = \frac{10000 + 825000 + 1190000 + 207345,1}{7064,2}$$

$$Y_{CG} = 316 \text{ mm}$$

Assim, a distância entre o centroide do perfil e a posição da LN da seção mista é igual a $\bar{y} = 16 \text{ mm}$. Para o momento de inércia da seção mista, desprezou-se o momento de inércia individual da armadura, por ser muito pequeno. Entretanto, para o deslocamento do eixo, considerou-se o Teorema dos Eixos Paralelos, de tal forma:

$$I_x = (I_{ax} + A_a \cdot \bar{y}^2) + A_{arm} \cdot [(d + h_s - cob) - Y_{CG}]^2$$

A determinação de I_{ax} para o perfil celular é feita descontando a região relativa ao alvéolo, de tal forma que:

$$I_{ax} = I_{ax,CHEIO} - \frac{t_w \cdot a_0^3}{12} = 5,0278 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

$$\therefore I_x = 5,4168 \cdot 10^8 \text{ mm}^4$$

Reescrevendo aqui a Equação (3.6):

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

Para a condição de momento negativo uniforme ao longo de todo vão, $C_{dist} = 1$. O fator k_g pode ser facilmente calculado pela Equação (2.26), como demonstrado abaixo. O módulo de elasticidade transversal do aço é igual a 7692,31 MPa e o coeficiente de torção, para os perfis celulares, é calculado como a média entre J_{CHEIO} e J_{2T} , resultando em 585807,29 mm⁴.

$$k_g = \frac{I_x}{I_{ax}} (0,31 + 0,69 * 0,05^{\bar{y}/h_0}) = 1,019$$

O número de semiondas do modo de flambagem é determinado pelas Equações (2.29) e (2.30), que depende do cálculo do fator associado à rigidez do mecanismo U:

$$\eta_b = \sqrt{\frac{k_r L^4}{EI_{af,y} h_0^2}} = \sqrt{\frac{85[\text{kN}] * 500^4[\text{cm}]^4}{2.10^4 [\text{kN}/\text{cm}^2] * 6,67.10^2[\text{cm}^4] * 59^2[\text{cm}]^2}}$$

$$\eta_b = 10,70$$

$$n_{id} = \frac{\sqrt{\eta_b}}{\pi} = 1,041$$

$$\therefore n_1 = 1 \text{ e } n_2 = 2$$

$$\sqrt{n_1 n_2} = 1,41 > n_{id}$$

$$\therefore n = 1$$

Assim, todos os fatores estão determinados e o Momento Crítico Elástico, determinado utilizando as rigidezes provenientes do modelo de predição, fica:

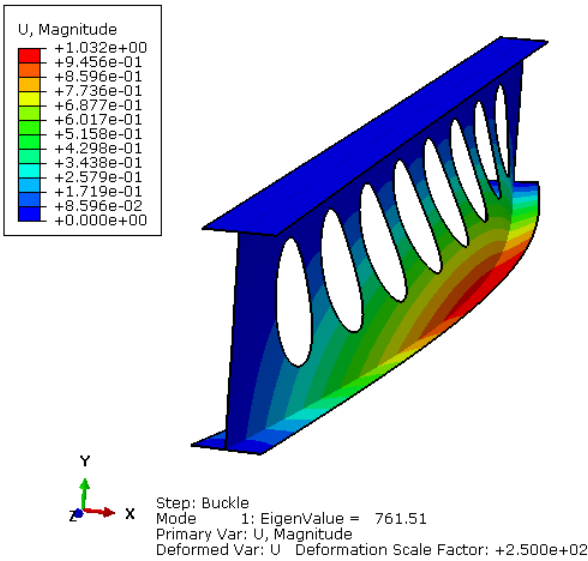
$$M_{cr,pred} = 1 * \frac{1,019}{59} \left\{ 7692,31 * 58,5807 + \frac{2.10^4 * 6,67.10^2 * 59^2}{500^2} \left[(1\pi)^2 + \left(\frac{10,70}{1\pi} \right)^2 \right] \right\}$$

$$M_{cr,pred} = 7,6661.10^4 \text{ kN.cm}$$

$$\therefore M_{cr,pred} = 766,61 \text{ kN.m}$$

Numericamente, têm-se $M_{cr,MEF} = 761,51 \text{ kN.m}$, como mostra a Figura 7.25. Dessa forma, obtém-se um erro de 0,7% relativo ao valor numérico.

Figura 7.25 – Deformada do modelo numérico da viga do exemplo



Fonte: Autora (2026)

8 CONSIDERAÇÕES FINAIS

Neste trabalho foi proposto um modelo de predição, por meio do treinamento de Redes Neurais Artificiais, para rigidez à flexão da laje fissurada e rigidez à flexão transversal da alma do perfil celular, para as vigas celulares mistas, também incorporando Aço de Alta Resistência (AAR) e Concreto de Ultra-alto desempenho (UHPC). Análises numéricas do mecanismo responsável por gerar os valores dessas rigidezes foram realizadas, permitindo que os dados de entrada para o treinamento da RNA fossem computados. Depois, modelos simplificados com molas foram validados e executados para aplicação dos valores preditos e verificação dos resultados de M_{cr} obtido por meio deles. Neste capítulo a discussão final será dividida em duas partes, sendo a primeira relacionada aos resultados principais da parametrização com o Mecanismo “U” Invertido e a segunda, relacionada ao modelo de predição e sua aplicação no modelo simplificado com molas para determinação de $M_{cr,pred}$.

8.1 MECANISMO “U” INVERTIDO

O modelo do Mecanismo “U” Invertido, validado com base nos estudos de Calenzani (2008), foi de extrema importância para entender a influência de parâmetros na determinação das rigidezes isoladas das vigas celulares mistas. Observou-se que a rigidez da alma do perfil celular é, em média, 50% menor que a rigidez do perfil de alma cheia, sendo essa grandeza a que comanda a flexibilidade rotacional do mecanismo, com média de 80% de influência no valor de k_r . A rigidez da conexão de cisalhamento gera uma influência média de 3,5% na flexibilidade rotacional, sendo essa grandeza, desprezada também para as vigas celulares mistas. Ainda, notou-se que a aplicação do Aço de Alta Resistência (S690) aos perfis celulares contribuiu para o atraso na falha por plastificação do mesmo, o que permitiu que a laje fosse mais solicitada pelo sistema. Isso levou a resultados mais consistentes de rigidez, uma vez que, ao se utilizar o aço S355, principalmente nos perfis mais esbeltos, a plastificação, iniciada no montante de alma, ocorreu nos primeiros incrementos de força, resultando numa rigidez muito baixa do mecanismo.

Quanto a rigidez à flexão da laje fissurada, foi observado que o comportamento desta, quando associada a um perfil celular, é diferente do que é observado quando associada ao perfil de alma cheia. O nível de fissuração observado é um fator que se difere bastante entre esses dois casos, bem como o comportamento da laje à flexão, que no primeiro caso é bem menos

solicitada que no segundo. A incorporação de UHPC na laje, garante maior rigidez à mesma, reduzindo significativamente o nível de fissuras observado. Nestes casos, a contribuição da laje na flexibilidade rotacional, foi menor que nos casos em que o concreto de classe C50 foi considerado. Além disso, a incorporação do UHPC nas lajes permitiu a utilização de lajes mais esbeltas, como as de 80 mm, que fissuravam muito rápido nos casos de concreto C50, principalmente quando a distância entre vigas de aço paralelas era maior.

A combinação AAR no perfil e UHPC na laje resultou em maiores valores de rigidez, por mais que a análise desse sistema e a coleta dos valores de rigidez seja sempre feita no regime elástico, onde o módulo de elasticidade do AAR é igual, ou muito próxima, à do aço comum. Esse benefício dos materiais de alta resistência se justifica principalmente pelo controle das fissuras, bem como pelo atraso no escoamento do perfil, fazendo com que o mecanismo possa ser mais solicitado, trabalhando em conjunto, sem a deformação da alma que é observado no centro do alvéolo e faz com que a metade inferior do perfil desloque de forma independente.

Por fim, observou-se que as formulações atuais conduzem a valores de k_1 menores que os obtidos numericamente para laje de vigas celulares mistas. Por outro lado, os valores de k_2 obtidos são muito maiores. Então, quando associados em série para determinação de k_r , há uma compensação desses valores de rigidez, levando a resultados, de certa forma, próximos aos numéricos, embora, quando analisados individualmente, os valores de k_1 e k_2 não representem de fato o sistema “U” Invertido das vigas celulares mistas e suas respectivas rigidezes.

Com esse estudo do Mecanismo “U” Invertido, conclui-se que, maior do que a influência dos materiais utilizados na viga mista, seja na laje com UHPC, seja no perfil com AAR, é a influência das aberturas feitas na alma do perfil. Isso faz com que os parâmetros relacionados ao perfil sejam mais influentes que os parâmetros de laje, fazendo com que, por vezes, apenas a consideração de uma equação ajustada para k_2 , em que considere essas aberturas, já seja suficiente para prever valores de M_{cr} mais reais para vigas celulares mistas.

8.1.1 Considerações a respeito do treinamento da rede neural

O treinamento do modelo de predição para rigidez à flexão da laje fissurada e rigidez à flexão transversal da alma do perfil foi realizado com base nos resultados e parâmetros avaliados no estudo paramétrico do Mecanismo “U” Invertido. Um parâmetro limitador, principalmente no treinamento de k_1 , foi a quantidade de modelos usados para dados de entrada, que não permitiu um ajuste mais preciso, como aconteceu para o treinamento de k_2 . Ainda assim, os valores obtidos pelo modelo proposto conduziram a resultados certamente mais

próximos do valor real (valor numérico, neste caso) que os resultados obtidos pelas formulações padrões da norma.

8.2 MODELO SIMPLIFICADO COM MOLAS

Para aplicação dos resultados dos modelos de predição, um modelo simplificado com molas para determinação de M_{cr} foi previamente validado e utilizado no estudo paramétrico. Quatro casos foram analisados, onde o primeiro consistiu na verificação da capacidade do modelo em representar fielmente a rigidez à flexão da alma do perfil, verificando que o valor da rigidez da alma pode ser tranquilamente substituído por molas rotacionais com rigidez $k_{2,pred}$. No segundo caso a incorporação da rigidez da laje é feita e também é verificado que a rigidez da laje fissurada pode ser substituída pelo valor de $k_{1,pred}$ e que a associação em série dessas rigidezes também é muito bem representada pelo modelo. No terceiro caso, verificou-se que o deslocamento da linha neutra pode ser avaliado de forma isolada e que gera influência nos resultados de M_{cr} , não podendo ser desprezado. Por fim, no último caso, o modelo de predição é avaliado de maneira geral, verificando que este conduz à resultados precisos de M_{cr} , com a maioria dos resultados dentro da faixa dos 10% e um erro médio de 4% em relação ao modelo numérico, tomado como referência.

Dentre todas as propostas analisadas, verificou-se que até mesmo as formulações de autores que estudaram e propuseram alterações apenas em k_2 , para o caso de vigas com aberturas a alma, conduzem a resultados conservativos de M_{cr} . Isso é justificado pelo que foi discutido no tópico anterior, o fato de que a rigidez da alma do perfil tem uma influência bem mais significativa que a rigidez da laje, e que por isso, a modificação apenas dessa grandeza para considerar as aberturas, já conduz a resultados melhores.

Entretanto, considerando que ainda serão aplicados coeficientes de segurança sobre o valor M_{cr} determinado, uma vez que este não é um parâmetro de dimensionamento final da viga mista, considera-se mais eficaz, principalmente em termos de economia, que as propostas de k_1 e k_2 conduzam à resultados precisos e exatos de M_{cr} . Isso permite que haja um estudo de confiabilidade dos dados posteriormente, levando em conta coeficientes de segurança e acurácia dos resultados. Por isso, também se considerou que a utilização da equação proposta por Dias *et al.* (2019) é mais eficiente que a utilização da equação de Roik *et al.* (1990).

8.3 SÍNTESE DOS PRINCIPAIS RESULTADOS

Pela revisão de literatura identificou-se que poucos estudos avaliam a rigidez rotacional de vigas celulares mistas, e nenhum deles incorporam aço, nem concreto, de alta resistência. Ainda, os estudos existentes avaliam a rigidez da alma de forma isolada, considerando-a como uma placa engastada com o carregamento no sentido de abrir o mecanismo. Neste estudo, uma análise mais completa foi realizada onde foi possível investigar o comportamento do Mecanismo “U” Invertido como um todo. Dessa forma, considera-se que as principais contribuições deste trabalho estejam relacionadas ao entendimento dos seguintes pontos:

- A alma do perfil celular é a grande responsável pela flexibilidade rotacional do Mecanismo “U” Invertido como um todo, com influência média de 80%;
- A rigidez da conexão de cisalhamento pode ser desprezada na associação em série das rigidezes da viga celular mista, por possuir contribuição média de 3,5%;
- A espessura adotada para a alma do perfil gera mais influência na rigidez k_2 que a incorporação de AAR;
- A rigidez à flexão transversal da alma do perfil celular é, em média, 50% inferior à de perfis de alma cheia;
- A utilização de AAR (S690) não altera significativamente a rigidez k_2 , mas retarda a plastificação da alma, permitindo maior mobilização conjunta do mecanismo;
- A laje em UHPC, além de apresentar maior rigidez à flexão, contribui para redução de fissuras de forma significativa;
- As formulações atuais superestimam k_2 e subestimam k_1 para as vigas celulares mistas, não representando fielmente o Mecanismo “U” Invertido;
- A equação de Dias *et al.* (2019) mostrou-se mais eficiente e compatível com os modelos propostos e analisados para M_{cr} ;
- Os valores de rigidez determinados pelo modelo de predição geram bons resultados de M_{cr} , principalmente se associados à equação de Dias *et al.* (2019), com erro relativo médio de 4% em relação ao $M_{cr,MEF}$.

8.4 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Quanto às possíveis continuidades deste estudo, sugere-se:

- Realizar ensaios experimentais do Mecanismo “U” Invertido em vigas celulares mistas AAR-UHPC na região de momento negativo, com instrumentação voltada à extração direta das rigidezes rotacionais da laje, da alma e da conexão;
- Ampliar a base de dados numérica considerando outros parâmetros e diferentes relações geométricas, principalmente no que se refere aos parâmetros relacionados à laje de concreto, podendo ser feita a mesma avaliação deste estudo, considerando, ao invés das vigas de borda, as vigas internas;
- Comparar o desempenho das redes neurais artificiais empregadas com outros métodos de aprendizado de máquina, como árvores de decisão, *random forest* ou métodos baseados em *boosting*, avaliando ganhos de precisão e até mesmo, custo computacional;
- Avaliar a obtenção da rigidez rotacional considerando outros tipos de laje, como laje mista, laje alveolar ou protendida.

REFERÊNCIAS

ARAUJO, H. F. *et al.* Lateral-distortional buckling of steel-concrete composite beams: Kinematics, constrained-mode GBT and analytical formulae. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 192, 1 maio 2022.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **ABNT NBR 8800**. Projeto de Estruturas de Aço e de Estruturas Mistas de Aço e Concreto de Edifícios. Brasil, 2024.

BADALASSI, M. *et al.* Influence of variability of material mechanical properties on seismic performance of steel and steel–concrete composite structures. **Bulletin of Earthquake Engineering**, v. 15, n. 4, p. 1559–1607, 1 abr. 2017.

BAN, H.; SHI, G. A review of research on high-strength steel structures. **Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings**, v. 171, n. 8, p. 625–641, 1 ago. 2018.

BEG, D.; HLADNILD', & 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.

BENEDITO, A. V. *et al.* Effects of Niobium Addition on the Mechanical Properties and Corrosion Resistance of Microalloyed Steels: A Review. **Buildings**, v. 14, n. 5, 1 maio 2024.

BOISSONNADE, N.; NSEIR, J.; SOMJA, H. Experimental and numerical investigations towards the lateral torsional buckling of cellular steel beams. **Thin-Walled Structures**, v. 195, 1 fev. 2024a.

BOISSONNADE, N.; NSEIR, J.; SOMJA, H. Design of cellular steel beams subjected to lateral torsional buckling. **Thin-Walled Structures**, v. 197, 1 abr. 2024b.

BRAGA, J. J. V. *et al.* Failure mode and strength prediction of laterally braced Litzka-type castellated beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 184, 1 set. 2021.

CALENZANI, A. F. G. **Proposição de Procedimento Para a Determinação da Rigidez Rotacional de Vigas Mistas Contínuas e Semicontínuas com Perfis de Alma Senoidal**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Minas Gerais, 29 abr. 2012.

CARREIRA, D. J.; CHU, K. Stress-Strain Relationship for Plain Concrete in Compression. **ACI Journal**, p. 797–804, 1985.

CARVALHO, A. S.; ROSSI, A.; MARTINS, C. H.. Assessment of lateral–torsional buckling in steel I-beams with sinusoidal web openings. **Thin-Walled Structures**, v. 175, 1 jun. 2022.

CARVALHO, A. S. *et al.* Elastic lateral-torsional buckling behavior of steel I-beams with sinusoidal web openings. **Structures**, v. 47, p. 23–36, 1 jan. 2023.

CHEN, S. **Instability Of Composite Beams In Hogging Bending**. University of Warwick, Coventry, U. K., jul. 1992.

- CHEN, S.; LIU, J. Z.; CHAN, T. M. Material properties and residual stresses of welded high strength steel and hybrid I-sections. **Engineering Structures**, v. 276, 1 fev. 2023.
- DA SILVA, L. V.; MESQUITA, L. M. R. Elastic lateral-torsional buckling of cellular beams. **Structures**, v. 63, 1 maio 2024.
- DASSAULT SYSTÈMES. **ABAQUS, Version 2023**, Providence, RI, USA: Dassault Systèmes Simulia Corp2023
- DEGTYAREV, V. V. *et al.* Probabilistic resistance predictions of laterally restrained cellular steel beams by natural gradient boosting. **Thin-Walled Structures**, v. 205, 1 dez. 2024.
- DEGTYAREV, V.V.; TSAVDARIDIS, K. D. Buckling and ultimate load prediction models for perforated steel beams using machine learning algorithms. **Journal of Building Engineering**, v. 51, 1 jul. 2022.
- 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, 1 jul. 2019.
- DIETRICH, M. Z. **Estudo da Rigidez Rotacional de Vigas Mistas de Aço e Concreto Com Lajes Maciças de concreto Armado**. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Espírito Santo, mar. 2017.
- DIETRICH, M. Z.; CALENZANI, A. F. G.; FAKURY, R. H. Analysis of rotational stiffness of steel-concrete composite beams for lateral-torsional buckling. **Engineering Structures**, v. 198, 1 nov. 2019.
- DÔRES, A. G. R. **Análise de Elementos Estruturais Com Seção Transversal de Parede Fina Aberta Ramificada Utilizando a Teoria Generalizada de Vigas (Generalized Beam Theory-GBT)**. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Ouro Preto, 2014.
- DU, H. *et al.* Experimental and Analytical Investigation on Flexural Behavior of High-Strength Steel-Concrete Composite Beams. **Buildings**, v. 13, n. 4, 1 abr. 2023.
- DURIF, S.; BOUCHAÏR, A.; VASSART, O. Experimental tests and numerical modeling of cellular beams with sinusoidal openings. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 82, p. 72–87, 2013.
- 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.
- ECCS - **European Convention for Constructional Steelwork**. Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints. 1984.
- ELLOBODY, E. Interaction of buckling modes in castellated steel beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 67, n. 5, p. 814–825, maio 2011.
- EUROCODE 3. EN 1993-1-1:2022** - Design of steel structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. European Committee for Standardization, 2022.

EUROCODE 3. EN 1993-1-12:2007 - Design of steel structures – Part 1-12: Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S700. European Committee for Standardization, 2007.

EUROCODE 3. EN 1993-1-13:2024 - Design of steel structures - Part 1-13: Beams with large web openings. European Committee for Standardization, 2024.

EUROCODE 4. EN 1994-1-1:2026 - Design of composite steel and concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. European Committee for Standardization, 2026.

EUROCODE 4. ENV 1994-1-1:1992 - Design of composite steel and concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings. European Committee for Standardization, 1992.

FAN, J. *et al.* Sustainable reinforced concrete design: The role of ultra-high-performance concrete (UHPC) in life-cycle structural performance and environmental impacts. **Engineering Structures**, v. 316, 1 out. 2024.

FARIA, C. C. *et al.* Lateral-torsional buckling resistance of cellular steel beams at room temperature and fire situation. **Engineering Structures**, v. 237, 15 jun. 2021.

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, 1 jan. 2022.

FERREIRA, F. P. V.; MARTINS, C. H.; DE NARDIN, S. Assessment of web post buckling resistance in steel-concrete composite cellular beams. **Thin-Walled Structures**, v. 158, 1 jan. 2021.

FERREIRA FILHO, J. O. *et al.* Experimental and numerical flexural buckling resistance of high strength steel columns and beam-columns. **Engineering Structures**, v. 265, 15 ago. 2022.

GENG, K. *et al.* Experimental study on the mechanical behaviour of castellated composite beams under a negative bending moment. **Structures**, v. 47, p. 953–965, 1 jan. 2023.

GIZEJOWSKI, M. A.; SALAH, W. A. **Stability and ductility of castellated composite beams subjected to hogging bending**. Proceedings o SDSS' Rio 2010: International Colloquium Stability and Ductility of Steel Structures

GRAYBEAL, B. A. Compressive Behavior of Ultra-High-Performance Fiber-Reinforced Concrete. **ACI Materials Journal**, v. 104 (2), p. 146–152, 2007.

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, 1 set. 2018.

GUAN, M. *et al.* Experiment and numerical simulation on bearing capacity of partial steel-ultra-high-performance concrete continuous composite beams. **Structures**, v. 69, 1 nov. 2024.

GÜNTHER, H.P. **Use and application of high-performance steel for steel structures.** 2005.

GUO, D. *et al.* Residual stresses of Q235 steel wallboard - Q460 high-strength steel column structural system. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 197, 1 out. 2022.

HANSWILLE, G.; LINDNER, J.; MÜNICH, D. **Lateral Torsional Buckling of Composite Beams** (in German). Stahlbau, v. 67, p. 525–535, 1998.

HECHLER, O.; MÜLLER, C.; SEDLACEK, G. Investigations on beams with multiple regular web openings. **Composite Construction In Steel And Concrete V**, p. 390–401, 2006.

HE, S. *et al.* Effective width evaluation for HSS-UHPC composite beams with perfobond strip connectors. **Engineering Structures**, v. 295, 15 nov. 2023.

HOSSEINPOUR, M. *et al.* New predictive equations for LDB strength assessment of steel–concrete composite beams. **Engineering Structures**, v. 258, 1 maio 2022.

HUANG, Y. *et al.* Strengthening of concrete structures with ultra-high-performance fiber reinforced concrete (UHPFRC): A critical review. **Construction and Building Materials**, 20 jun. 2022.

HU, Y. *et al.* Flexural performance of steel-UHPC composite beams with shear pockets. **Structures**, v. 27, p. 570–582, 1 out. 2020.

JOHNSON, R. P. **Composite Structures of Steel and Concrete - Beams, Slabs, Columns, and Frames for Buildings.** 3ª ed. Hoboken, NJ, EUA: John Wiley & Sons Inc, 2004.

KERDAL, D.; NETHERCOTT, D. A. Failure Modes for Castellated Beams. **J. Construct. Steel Research**, v. 4, p. 295–315, 1984.

KEUNG, C.; FAN, R. **Buckling in Continuous Composite Beams.** Tese de Doutorado. University of Warwick, maio 1990.

KRAHL, P. A. *et al.* Effect of curing age on pullout behavior of aligned and inclined steel fibers embedded in UHPFRC. **Construction and Building Materials**, v. 266, 10 jan. 2021.

KRAHL, P. A.; GIDRÃO, G. M. S.; CARRAZEDO, R. Compressive behavior of UHPFRC under quasi-static and seismic strain rates considering the effect of fiber content. **Construction and Building Materials**, v. 188, p. 633–644, 10 nov. 2018.

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, out. 2011.

LIU, Y. *et al.* Three failure modes of High-Strength Steel (HSS) perfobond connector embedded in UHPC. **Engineering Structures**, v. 286, 1 jul. 2023.

LI, V. C.; LEUNG, C. K. Y. Steady-State and Multiple Cracking of Short Random Fiber Composites. **J. Eng. Mech.**, v. 118, n. 11, p. 2246–2264, 1992.

MEN, P. *et al.* Behaviour of steel–concrete composite girders under combined negative moment and shear. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 179, 1 abr. 2021.

MESSACA JR, E. C. **Aplicação da Teoria Generalizada de Vigas à Análise de Pórticos Metálicos Planos com Ligações Semirrígidas**. Tese de doutorado. Universidade de São Paulo, 2016.

MÜLLER *et al.* **Large web openings for service integration in composite floors**. Technical Steel Research. European Comission. 2006.

NIU, F.; LIU, Y.; XUE, F.; SUN, H.; LIU, T.; HE, H.; KONG, X.; CHEN, Y.; LIAO, H. Ultra-high-performance concrete: A review of its material properties and usage in shield tunnel segment. **Case Studies in Construction Materials**, 22. 2025.

OLIVEIRA, J. P. S. *et al.* Elastic critical moment of continuous composite beams with a sinusoidal-web steel profile for lateral-torsional buckling. **Engineering Structures**, v. 113, p. 121–132, 15 abr. 2016.

OLIVEIRA, J. P. S. **Nova Proposição para Verificação do Estado-Limite de Flambagem Lateral com Distorção de Vigas Mistas de Aço e Concreto**. Tese de doutorado. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2018.

OLIVEIRA, J. P.; CARDOSO, D. C. T.; SOTELINO, E. D. Elastic flexural local buckling of Litzka castellated beams: Explicit equations and FE parametric study. **Engineering Structures**, v. 186, p. 436–445, 1 maio 2019.

OLIVEIRA, V. M. *et al.* Stability behavior of steel–concrete composite cellular beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 173, 1 abr. 2022.

OLIVEIRA, V. M. *et al.* Elastic and inelastic analyses of composite cellular beams in hogging moment regions. **Thin-Walled Structures**, v. 184, 1 mar. 2023.

OLIVEIRA, V. M. *et al.* Lateral Distortional Buckling Resistance Predictions of Composite Alveolar Beams: A Review. **Buildings**, 1 mar. 2023.

OLIVEIRA, V. M. *et al.* Data-driven design approach for the lateral-distortional buckling in steel-concrete composite cellular beams using machine learning models. **Structures**, v. 61, 1 mar. 2024a.

OLIVEIRA, V. M. *et al.* Comparative analysis of geometric imperfections and residual stresses on the global stability behavior of cantilever composite alveolar beams. **Structures**, v. 65, 1 jul. 2024b.

OLIVEIRA, V. M. **Experimental And Numerical Assessment Of Global And Local Stability Of Steel-Uhpc Composite Alveolar Beams Under Hogging Bending**. Tese de doutorado. São Carlos: Universidade Federal de São Carlos (UFSCar), 2025.

- OLIVEIRA, V. M. *et al.* Steel-UHPC composite castellated beams under hogging bending: Experimental and numerical investigation. **Engineering Structures**, v. 331, 15 maio 2025.
- OLIVEIRA, M. P. **Influência da adição de nióbio sobre as propriedades mecânicas e de resistência à corrosão de aços inoxidáveis supermartensíticos**. Dissertação de mestrado. São Paulo: Universidade de São Paulo, 2015.
- 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, mar. 2014.
- PATHIRANA, S. W. *et al.* Flexural behaviour of composite steel–concrete beams utilising blind. **Engineering Structures**, v. 114, p. 181–194, 2016.
- QI, J. *et al.* Flexural behavior of steel-UHPFRC composite beams under negative moment. **Structures**, v. 24, p. 640–649, 1 abr. 2020.
- ROIK, K.; HANSWILLE, G.; KINA, J. **Solution for the lateral torsional buckling problem of composite beams** (in German). *Stahlbau*, v. 59, p. 327–332, 1990.
- ROSSI, A. *et al.* Assessment of lateral distortional buckling resistance in welded I-beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 166, 1 mar. 2020a.
- ROSSI, A. *et al.* Numerical assessment of lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 172, 1 set. 2020b.
- ROSSI, A. *et al.* Lateral distortional buckling in steel-concrete composite beams: A review. **Structures**, 1 out. 2020c.
- ROSSI, A. **Modelagem E Análise Numérica Da Estabilidade Lateral Com Distorção De Vigas Mistas De Aço E Concreto**. Tese de doutorado. São Carlos - SP: Universidade Federal de São Carlos, 2021.
- ROSSI, A. *et al.* Análise Numérica Do Momento Crítico Elástico À Flambagem Lateral Com Distorção De Vigas Mistas De Aço E Concreto. **HOLOS**, v. 1, p. 1–28, 15 jun. 2021a.
- ROSSI, A. *et al.* Stability behavior of Steel–concrete Composite Beams subjected to hogging moment. **Thin-Walled Structures**, v. 167, 1 out. 2021b.
- SALAH, W. A. **Modelling of Instability Behaviour in Hogging Moment Regions of Steel-Concrete Composite Beams**. Tese de Doutorado. Warsaw University of Technology, 2009.
- SHAMASS, R. *et al.* Web-post buckling prediction resistance of steel beams with elliptically-based web openings using Artificial Neural Networks (ANN). **Thin-Walled Structures**, v. 180, 1 nov. 2022.
- SHARIFI, Y. *et al.* Neural networks for lateral torsional buckling strength assessment of cellular steel I-beams. **Advances in Structural Engineering**, v. 22, n. 9, p. 2192–2202, 1 jul. 2019.

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

SILVA, C. C. *et al.* Elastic Critical Moment of Lateral Distortional Buckling of Castellated Composite Beams under Uniform Hogging Moment. **American Society of Civil Engineers (ASCE)**. 2020.

SILVA, C. C. **Momento Fletor Resistente à Flambagem Lateral com Distorção de Vigas Casteladas Mistas de Aço e Concreto**. Tese de doutorado. Belo Horizonte: Universidade Federal de Minas Gerais, 2021.

SOLDATTI, H. B. **Influência Da Adição Do Nióbio No Comportamento Mecânico E Microestrutural Do Aço Sae 6150**. Dissertação de Mestrado. Guaratinguetá: Universidade Estadual Paulista (UNESP), 2015.

SONCK, D.; BELIS, J. Lateral-torsional buckling resistance of cellular beams. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 105, p. 119–128, 2015.

SOUSA, A. M. D. *et al.* Behavior and punching capacity of flat slabs with the rational use of UHPFRC: NLFEA and analytical predictions. **Engineering Structures**, v. 244, 1 out. 2021.

SVENSSON, S. E. Lateral Buckling of Beams Analysed as Elastically Supported Columns Subject to a Varying Axial Force. **J. Construct. Steel Research**. 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, fev. 2011.

TONG, L. *et al.* Experimental Investigation on mechanical behavior. **Journal of Building Structures**, v. 35, p. 001–009, 2014.

TONG, L. *et al.* Experiment and finite element analysis of bending behavior of high strength steel-UHPC composite beams. **Engineering Structures**, v. 266, 1 set. 2022.

VAROL, H.; CASHELL, K. A. Numerical modelling of high strength steel beams at elevated temperature. **Fire Safety Journal**, v. 89, p. 41–50, 1 abr. 2017.

WAN, Z. *et al.* Structural performance of steel–concrete composite beams with UHPC overlays under hogging moment. **Engineering Structures**, v. 270, 1 nov. 2022.

WEIDLICH, C. M.; SOTELINO, E. D.; CARDOSO, D. C. T. An application of the direct strength method to the design of castellated beams subject to flexure. **Engineering Structures**, v. 243, 15 set. 2021.

WEN, C. *et al.* Influence of fibers on the mechanical properties and durability of ultra-high-performance concrete: A review. **Journal of Building Engineering**. 15 jul. 2022.

WILLIAMS, F. W.; JEMAH, A. K. Buckling Curves for Elastically Supported Columns with Varying Axial Force, to Predict Lateral Buckling of Beams. **J. Construct. Steel Research**. 1987.

YUN, X.; GARDNER, L. Stress-strain curves for hot-rolled steels. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 133, p. 36–46, 1 jun. 2017.

ZHAO, Q. *et al.* Behavior and reasonable design of steel-UHPC composite beams under negative moment. **Journal of Constructional Steel Research**, v. 212, 1 jan. 2024.

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, 1 jul. 2017.

APÊNDICE A

A Tabela A.1 apresenta os dados referentes aos Modelos “U” Invertidos analisados na primeira parametrização deste trabalho. Dos modelos U-1 ao U-128 estão aqueles referentes ao bloco 1 de análise. Do U-129 ao U-344, os referentes ao bloco 2. E o restante é proveniente do terceiro bloco de parametrização. Alguns modelos do bloco 2 não tiveram rigidez da laje computada numericamente porque foi observada a plastificação do perfil muito antes da fissuração da laje. Nota-se que isso acontece para os perfis de laje UHPC e espessura de alma pequena (7 mm ou 10,5 mm) associada ao aço comum. Ressalta-se que isso não prejudica o treinamento da rede neural, uma vez que o treinamento de k_1 foi feito apenas com o bloco 1. Vale lembrar que modelos com UHPC tiveram a resistência a compressão iguais a 125 MPa, conforme parametrização.

Tabela A.1 – Modelos da parametrização do Mecanismo “U” Invertido com as respectivas rigidezes e contribuição

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-1	C50	S355	80	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	495.8	138.4	2712.6	21.0%	75.2%	3.8%
U-2	C50	S355	90	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	556.5	141.9	1799.9	19.1%	75.0%	5.9%
U-3	C50	S355	100	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	619.5	144.0	1620.9	17.5%	75.5%	6.7%
U-4	C50	S355	110	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	628.6	145.0	1439.2	17.3%	75.0%	7.6%
U-5	C50	S355	80	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	366.8	134.9	5275.5	26.4%	71.8%	1.8%
U-6	C50	S355	90	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	418.9	139.3	2355.1	23.9%	71.9%	4.2%
U-7	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	469.7	141.5	1923.5	21.9%	72.7%	5.4%
U-8	C50	S355	110	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	509.9	143.5	1759.0	20.6%	73.4%	6.0%
U-9	C50	S355	80	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	359.1	131.8	9091.2	26.6%	72.4%	1.0%
U-10	C50	S355	90	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	402.9	134.4	5516.5	24.6%	73.6%	1.8%
U-11	C50	S355	100	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	451.3	137.8	2890.7	22.6%	73.9%	3.5%
U-12	C50	S355	110	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	499.4	140.5	1847.8	20.7%	73.7%	5.6%
U-13	C50	S355	80	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	328.6	131.0	9685.2	28.2%	70.8%	1.0%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-14	C50	S355	90	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	375.1	131.6	9612.4	25.7%	73.3%	1.0%
U-15	C50	S355	100	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	414.9	133.0	5330.5	23.8%	74.3%	1.9%
U-16	C50	S355	110	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	476.7	136.4	3368.6	21.6%	75.4%	3.1%
U-17	C50	S355	80	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	581.9	140.0	2676.4	18.6%	77.3%	4.0%
U-18	C50	S355	90	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	656.5	142.7	1836.4	16.8%	77.2%	6.0%
U-19	C50	S355	100	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	817.2	144.2	1567.9	13.9%	78.8%	7.3%
U-20	C50	S355	110	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	910.2	145.7	1349.9	12.6%	78.9%	8.5%
U-21	C50	S355	80	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	508.5	138.6	5315.9	21.0%	77.0%	2.0%
U-22	C50	S355	90	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	594.8	141.1	2270.7	18.3%	77.0%	4.8%
U-23	C50	S355	100	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	647.3	142.3	1834.4	16.9%	77.1%	6.0%
U-24	C50	S355	110	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	855.9	145.2	1620.2	13.5%	79.4%	7.1%
U-25	C50	S355	80	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	480.2	133.1	7990.7	21.4%	77.3%	1.3%
U-26	C50	S355	90	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	642.9	136.9	5048.6	17.2%	80.6%	2.2%
U-27	C50	S355	100	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	681.3	140.3	2746.4	16.4%	79.6%	4.1%
U-28	C50	S355	110	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	766.4	141.8	1914.3	14.7%	79.4%	5.9%
U-29	C50	S355	80	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	440.1	131.1	10025.0	22.7%	76.3%	1.0%
U-30	C50	S355	90	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	527.1	132.0	9269.4	19.8%	79.1%	1.1%
U-31	C50	S355	100	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	605.5	135.1	5120.2	17.9%	80.0%	2.1%
U-32	C50	S355	110	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	729.3	139.0	2826.5	15.4%	80.7%	4.0%
U-33	UHPC	S355	80	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	663.2	138.7	1983.1	16.6%	79.4%	5.6%
U-34	UHPC	S355	90	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	740.1	141.9	1526.1	15.1%	78.7%	7.3%
U-35	UHPC	S355	100	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	775.3	144.4	1723.6	14.7%	79.0%	6.6%
U-36	UHPC	S355	110	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	805.3	144.9	1538.4	14.2%	79.2%	7.5%
U-37	UHPC	S355	80	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	473.4	135.0	2060.5	21.1%	74.0%	4.9%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-38	UHPC	S355	90	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	634.2	139.7	1995.0	17.1%	77.5%	5.4%
U-39	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	673.7	141.8	1820.6	16.3%	77.6%	6.0%
U-40	UHPC	S355	110	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	730.1	143.9	1841.8	15.5%	78.4%	6.1%
U-41	UHPC	S355	80	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	454.8	131.9	6004.5	22.1%	76.2%	1.7%
U-42	UHPC	S355	90	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	594.1	134.5	3370.1	17.9%	79.0%	3.2%
U-43	UHPC	S355	100	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	633.4	137.8	2871.3	16.9%	77.9%	3.7%
U-44	UHPC	S355	110	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	676.7	140.4	1872.5	16.1%	77.7%	5.8%
U-45	UHPC	S355	80	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	344.3	129.8	13174.8	27.2%	72.1%	0.7%
U-46	UHPC	S355	90	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	477.0	131.2	5695.8	21.2%	77.0%	1.8%
U-47	UHPC	S355	100	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	531.1	133.3	2884.4	19.4%	77.1%	3.6%
U-48	UHPC	S355	110	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	600.0	136.6	1985.9	17.6%	77.1%	5.3%
U-49	UHPC	S355	80	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	701.1	140.5	2438.5	15.9%	79.5%	4.6%
U-50	UHPC	S355	90	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	742.7	143.0	1884.3	15.2%	78.8%	6.0%
U-51	UHPC	S355	100	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	848.8	144.3	1704.0	13.6%	79.7%	6.8%
U-52	UHPC	S355	110	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	1017.8	145.8	1568.8	11.6%	80.9%	7.5%
U-53	UHPC	S355	80	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	658.3	138.7	3685.8	16.9%	80.1%	3.0%
U-54	UHPC	S355	90	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	709.6	141.6	1966.5	15.7%	78.6%	5.7%
U-55	UHPC	S355	100	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	747.0	142.9	1937.8	15.1%	79.0%	5.8%
U-56	UHPC	S355	110	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	897.3	145.9	1712.8	13.0%	80.1%	6.8%
U-57	UHPC	S355	80	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	517.5	133.7	7231.2	20.2%	78.3%	1.4%
U-58	UHPC	S355	90	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	684.1	137.2	4158.6	16.3%	81.1%	2.7%
U-59	UHPC	S355	100	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	696.2	140.3	2536.0	16.0%	79.6%	4.4%
U-60	UHPC	S355	110	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	773.1	142.1	2014.4	14.7%	79.7%	5.6%
U-61	UHPC	S355	80	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	371.2	131.7	24937.0	26.1%	73.5%	0.4%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-62	UHPC	S355	90	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	543.6	133.0	7515.9	19.4%	79.2%	1.4%
U-63	UHPC	S355	100	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	581.0	135.4	5940.3	18.6%	79.6%	1.8%
U-64	UHPC	S355	110	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	656.2	139.3	2609.7	16.8%	79.0%	4.2%
U-65	C50	S690	80	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	517.9	142.2	2756.1	20.7%	75.4%	3.9%
U-66	C50	S690	90	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	587.6	144.7	1854.1	18.6%	75.5%	5.9%
U-67	C50	S690	100	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	640.2	146.5	1615.3	17.3%	75.8%	6.9%
U-68	C50	S690	110	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	650.5	148.4	1452.2	17.2%	75.2%	7.7%
U-69	C50	S690	80	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	375.9	140.1	3725.5	26.4%	70.9%	2.7%
U-70	C50	S690	90	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	447.6	143.1	2488.6	23.2%	72.6%	4.2%
U-71	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	505.1	145.0	1870.4	21.0%	73.3%	5.7%
U-72	C50	S690	110	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	532.4	147.3	1646.2	20.3%	73.2%	6.6%
U-73	C50	S690	80	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	362.4	135.1	8732.2	26.8%	72.0%	1.1%
U-74	C50	S690	90	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	429.6	139.0	5281.1	24.0%	74.1%	1.9%
U-75	C50	S690	100	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	455.8	143.0	2938.7	23.0%	73.4%	3.6%
U-76	C50	S690	110	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	518.7	144.3	1964.8	20.6%	74.0%	5.4%
U-77	C50	S690	80	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	367.7	134.3	19911.0	26.6%	72.9%	0.5%
U-78	C50	S690	90	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	406.5	135.8	10069.5	24.8%	74.2%	1.0%
U-79	C50	S690	100	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	426.1	138.3	5837.5	24.1%	74.2%	1.8%
U-80	C50	S690	110	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	524.1	141.8	4126.4	20.7%	76.6%	2.6%
U-81	C50	S690	80	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	606.8	142.7	27560.5	19.0%	80.6%	0.4%
U-82	C50	S690	90	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	689.5	144.8	1968.3	16.4%	77.9%	5.7%
U-83	C50	S690	100	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	831.9	146.8	1711.7	14.0%	79.2%	6.8%
U-84	C50	S690	110	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	915.4	149.0	1529.0	12.9%	79.4%	7.7%
U-85	C50	S690	80	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	517.6	140.0	4914.2	20.8%	77.0%	2.2%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-86	C50	S690	90	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	599.4	142.8	2488.6	18.4%	77.2%	4.4%
U-87	C50	S690	100	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	691.0	145.1	2052.6	16.4%	78.1%	5.5%
U-88	C50	S690	110	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	837.6	147.2	1722.7	13.9%	79.3%	6.8%
U-89	C50	S690	80	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	437.2	135.2	8426.8	23.3%	75.5%	1.2%
U-90	C50	S690	90	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	540.0	139.4	6235.8	20.2%	78.1%	1.7%
U-91	C50	S690	100	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	637.9	143.1	3118.7	17.7%	78.7%	3.6%
U-92	C50	S690	110	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	813.5	144.6	2170.6	14.3%	80.4%	5.4%
U-93	C50	S690	80	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	381.0	133.5	19911.0	25.8%	73.7%	0.5%
U-94	C50	S690	90	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	470.4	135.9	10069.5	22.2%	76.8%	1.0%
U-95	C50	S690	100	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	566.7	138.3	6236.2	19.3%	79.0%	1.8%
U-96	C50	S690	110	4500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	672.8	141.7	4126.4	16.9%	80.3%	2.8%
U-97	UHPC	S690	80	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	585.5	142.6	4860.6	19.1%	78.6%	2.3%
U-98	UHPC	S690	90	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	683.2	145.6	1977.5	16.6%	77.7%	5.7%
U-99	UHPC	S690	100	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	730.7	147.0	1719.4	15.6%	77.7%	6.6%
U-100	UHPC	S690	110	1500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	984.0	148.6	1581.9	12.1%	80.3%	7.5%
U-101	UHPC	S690	80	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	545.5	140.5	3761.1	19.9%	77.2%	2.9%
U-102	UHPC	S690	90	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	634.4	143.6	2445.8	17.6%	77.8%	4.6%
U-103	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	704.9	145.7	1957.7	16.1%	78.1%	5.8%
U-104	UHPC	S690	110	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	810.7	147.5	1445.3	14.2%	77.9%	7.9%
U-105	UHPC	S690	80	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	471.6	135.1	5772.6	21.9%	76.3%	1.8%
U-106	UHPC	S690	90	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	609.4	139.3	3080.3	17.9%	78.5%	3.6%
U-107	UHPC	S690	100	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	679.3	142.9	2082.9	16.5%	78.2%	5.4%
U-108	UHPC	S690	110	3000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	742.2	144.0	1714.6	15.2%	78.2%	6.6%
U-109	UHPC	S690	80	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	355.2	134.4	19657.9	27.3%	72.2%	0.5%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-110	UHPC	S690	90	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	507.8	135.6	6469.2	20.7%	77.6%	1.6%
U-111	UHPC	S690	100	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	562.8	138.6	3845.5	19.2%	78.0%	2.8%
U-112	UHPC	S690	110	4500	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	641.0	141.0	2411.6	17.2%	78.2%	4.6%
U-113	UHPC	S690	80	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	680.6	143.0	2650.3	16.6%	79.1%	4.3%
U-114	UHPC	S690	90	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	784.5	144.9	1977.5	14.7%	79.5%	5.8%
U-115	UHPC	S690	100	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	871.9	147.0	1977.6	13.6%	80.5%	6.0%
U-116	UHPC	S690	110	1500	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	928.2	149.0	1581.9	12.8%	79.7%	7.5%
U-117	UHPC	S690	80	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	547.3	140.4	3761.1	19.8%	77.3%	2.9%
U-118	UHPC	S690	90	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	645.2	143.1	2445.4	17.3%	78.1%	4.6%
U-119	UHPC	S690	100	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	766.5	145.6	1957.7	15.0%	79.1%	5.9%
U-120	UHPC	S690	110	2000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	884.5	147.3	1728.6	13.3%	79.9%	6.8%
U-121	UHPC	S690	80	3000	436.9	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	472.3	135.5	7259.1	22.0%	76.6%	1.4%
U-129	C50	S355	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	284.6	20.4	712.2	6.5%	90.9%	2.6%
U-130	C50	S355	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	279.0	18.9	747.0	6.2%	91.5%	2.3%
U-131	C50	S355	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	234.6	16.5	1006.4	6.5%	92.0%	1.5%
U-132	C50	S355	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	347.4	19.7	693.1	5.2%	92.2%	2.6%
U-133	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	329.4	18.2	835.1	5.1%	92.8%	2.0%
U-134	C50	S355	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	305.4	15.9	1111.2	4.9%	93.8%	1.3%
U-135	C50	S355	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	366.8	19.0	732.8	4.8%	92.8%	2.4%
U-136	C50	S355	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	353.4	17.7	803.9	4.7%	93.3%	2.1%
U-137	C50	S355	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	320.6	15.4	1075.4	4.5%	94.1%	1.3%
U-138	C50	S355	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	311.2	68.6	1143.1	17.2%	78.1%	4.7%
U-139	C50	S355	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	300.3	63.0	1868.2	16.9%	80.4%	2.7%
U-140	C50	S355	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	259.8	54.7	2126.5	17.0%	80.9%	2.1%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-141	C50	S355	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	363.5	66.5	1155.3	14.7%	80.6%	4.6%
U-142	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	347.3	60.9	1809.9	14.5%	82.7%	2.8%
U-143	C50	S355	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	294.3	52.9	2515.8	15.0%	83.3%	1.8%
U-144	C50	S355	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	370.8	64.0	1152.5	14.1%	81.4%	4.5%
U-145	C50	S355	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	361.6	58.7	1672.5	13.5%	83.5%	2.9%
U-146	C50	S355	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	336.6	50.8	2470.8	12.9%	85.4%	1.8%
U-147	C50	S355	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	374.0	159.6	1966.9	28.3%	66.3%	5.4%
U-148	C50	S355	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	357.1	146.6	3438.6	28.3%	68.8%	2.9%
U-149	C50	S355	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	315.2	125.1	5551.3	28.0%	70.5%	1.6%
U-150	C50	S355	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	496.2	153.2	1701.7	22.1%	71.5%	6.4%
U-151	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	479.5	141.1	3418.1	22.0%	74.9%	3.1%
U-152	C50	S355	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	472.7	121.7	3055.8	19.8%	77.1%	3.1%
U-153	C50	S355	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	498.3	149.7	1979.3	21.8%	72.7%	5.5%
U-154	C50	S355	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	480.5	137.8	1846.0	21.1%	73.4%	5.5%
U-155	C50	S355	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	474.1	117.9	2472.0	19.2%	77.1%	3.7%
U-156	UHPC	S355	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	0.0	20.4	747.8	-	-	-
U-157	UHPC	S355	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	0.0	18.9	850.9	-	-	-
U-158	UHPC	S355	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	0.0	16.5	1107.9	-	-	-
U-159	UHPC	S355	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	0.0	19.7	757.1	-	-	-
U-160	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	0.0	18.2	903.6	-	-	-
U-161	UHPC	S355	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	0.0	15.9	1218.9	-	-	-
U-162	UHPC	S355	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	0.0	19.0	813.2	-	-	-
U-163	UHPC	S355	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	0.0	17.7	900.1	-	-	-
U-164	UHPC	S355	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	0.0	15.4	1242.5	-	-	-

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-165	UHPC	S355	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	0.0	68.6	1367.3	-	-	-
U-166	UHPC	S355	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	0.0	63.0	1684.8	-	-	-
U-167	UHPC	S355	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	0.0	55.0	2154.4	-	-	-
U-168	UHPC	S355	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	0.0	66.6	1377.8	-	-	-
U-169	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	0.0	61.0	1759.0	-	-	-
U-170	UHPC	S355	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	0.0	53.0	2757.6	-	-	-
U-171	UHPC	S355	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	0.0	64.0	1247.1	-	-	-
U-172	UHPC	S355	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	0.0	58.7	1760.2	-	-	-
U-173	UHPC	S355	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	0.0	50.9	2565.0	-	-	-
U-174	UHPC	S355	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	680.0	159.7	2484.2	18.1%	77.0%	4.9%
U-175	UHPC	S355	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	649.5	146.8	5181.1	18.0%	79.7%	2.3%
U-176	UHPC	S355	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	566.7	125.1	7528.5	17.8%	80.8%	1.3%
U-177	UHPC	S355	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	689.4	153.4	2242.9	17.2%	77.5%	5.3%
U-178	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	672.6	141.0	3808.8	16.8%	80.2%	3.0%
U-179	UHPC	S355	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	610.5	121.7	3214.7	16.1%	80.8%	3.1%
U-180	UHPC	S355	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	702.3	150.3	2523.1	16.8%	78.5%	4.7%
U-181	UHPC	S355	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	679.6	138.3	2249.7	16.1%	79.0%	4.9%
U-182	UHPC	S355	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	634.4	118.0	5483.2	15.4%	82.8%	1.8%
U-183	C50	S690	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	299.6	20.8	716.7	6.3%	91.0%	2.6%
U-184	C50	S690	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	288.9	19.2	822.4	6.1%	91.8%	2.1%
U-185	C50	S690	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	238.1	16.8	1085.7	6.5%	92.1%	1.4%
U-186	C50	S690	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	355.8	20.1	700.3	5.2%	92.1%	2.6%
U-187	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	347.3	18.6	842.5	5.0%	93.0%	2.1%
U-188	C50	S690	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	314.8	16.2	1119.2	4.8%	93.8%	1.4%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-189	C50	S690	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	389.2	19.5	733.1	4.6%	92.9%	2.5%
U-190	C50	S690	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	368.6	18.1	855.7	4.6%	93.4%	2.0%
U-191	C50	S690	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	331.9	15.7	1125.0	4.5%	94.2%	1.3%
U-192	C50	S690	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	356.0	69.7	1295.0	15.7%	80.0%	4.3%
U-193	C50	S690	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	346.2	64.1	2069.5	15.2%	82.2%	2.5%
U-194	C50	S690	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	292.0	55.7	2130.4	15.7%	82.2%	2.1%
U-195	C50	S690	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	377.6	67.8	1303.9	14.6%	81.2%	4.2%
U-196	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	354.0	62.1	2134.1	14.6%	83.0%	2.4%
U-197	C50	S690	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	309.0	54.0	2237.0	14.6%	83.4%	2.0%
U-198	C50	S690	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	392.0	65.6	1309.5	13.7%	82.1%	4.1%
U-199	C50	S690	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	377.4	60.4	2078.4	13.5%	84.1%	2.4%
U-200	C50	S690	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	352.2	52.2	2410.8	12.7%	85.5%	1.8%
U-201	C50	S690	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	393.4	162.8	2008.0	27.7%	66.9%	5.4%
U-202	C50	S690	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	378.8	151.7	3413.2	27.7%	69.2%	3.1%
U-203	C50	S690	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	332.3	127.5	4131.7	27.1%	70.7%	2.2%
U-204	C50	S690	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	506.1	157.6	2136.0	22.5%	72.2%	5.3%
U-205	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	500.2	144.9	3493.1	21.8%	75.1%	3.1%
U-206	C50	S690	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	478.7	124.2	2927.9	19.9%	76.8%	3.3%
U-207	C50	S690	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	528.4	153.0	2037.0	21.2%	73.3%	5.5%
U-208	C50	S690	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	503.4	140.0	2111.7	20.7%	74.4%	4.9%
U-209	C50	S690	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	491.8	119.8	2626.9	18.9%	77.6%	3.5%
U-210	UHPC	S690	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	771.4	20.9	611.8	2.6%	94.2%	3.2%
U-211	UHPC	S690	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	727.4	19.3	714.6	2.5%	94.9%	2.6%
U-212	UHPC	S690	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	606.5	16.9	796.4	2.7%	95.3%	2.0%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-213	UHPC	S690	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	784.7	20.2	553.0	2.4%	94.1%	3.4%
U-214	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	741.1	18.7	647.6	2.4%	94.9%	2.7%
U-215	UHPC	S690	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	638.1	16.3	723.5	2.4%	95.4%	2.2%
U-216	UHPC	S690	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	7	171.1	9.7	805.5	19.6	570.8	2.3%	94.5%	3.2%
U-217	UHPC	S690	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	7	171.1	9.7	757.6	18.1	639.9	2.3%	95.0%	2.7%
U-218	UHPC	S690	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	7	171.1	9.7	661.6	15.8	792.8	2.3%	95.8%	1.9%
U-219	UHPC	S690	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	659.4	69.8	1411.4	9.2%	86.6%	4.3%
U-220	UHPC	S690	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	620.5	64.2	2276.5	9.1%	88.4%	2.5%
U-221	UHPC	S690	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	584.0	55.8	2777.4	8.6%	89.6%	1.8%
U-222	UHPC	S690	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	692.5	67.8	1637.0	8.6%	87.8%	3.6%
U-223	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	664.8	62.2	2284.9	8.3%	89.2%	2.4%
U-224	UHPC	S690	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	626.4	54.0	3035.4	7.8%	90.6%	1.6%
U-225	UHPC	S690	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	10.5	171.1	9.7	729.6	65.6	1554.9	7.9%	88.3%	3.7%
U-226	UHPC	S690	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	10.5	171.1	9.7	708.5	60.4	2135.2	7.7%	89.8%	2.5%
U-227	UHPC	S690	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	10.5	171.1	9.7	636.5	52.4	2723.1	7.5%	90.8%	1.7%
U-228	UHPC	S690	100	2000	304.4	492.0	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	686.7	163.0	2651.2	18.3%	77.0%	4.7%
U-229	UHPC	S690	100	2000	279.6	492.0	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	656.9	152.1	5265.1	18.4%	79.3%	2.3%
U-230	UHPC	S690	100	2000	240.5	492.0	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	615.3	128.4	4527.3	16.9%	80.8%	2.3%
U-231	UHPC	S690	100	2000	304.4	527.1	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	697.9	157.7	2260.0	17.4%	77.2%	5.4%
U-232	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	703.8	145.4	3827.8	16.6%	80.3%	3.1%
U-233	UHPC	S690	100	2000	240.5	527.1	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	648.7	124.3	3224.8	15.6%	81.3%	3.1%
U-234	UHPC	S690	100	2000	304.4	562.2	316.3	1.5	990.65	14	171.1	9.7	758.4	153.3	2540.2	16.0%	79.2%	4.8%
U-235	UHPC	S690	100	2000	279.6	562.2	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	719.0	140.1	2143.9	15.5%	79.4%	5.2%
U-236	UHPC	S690	100	2000	240.5	562.2	421.7	1.5	1254.2	14	171.1	9.7	652.6	120.3	5473.2	15.3%	82.9%	1.8%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-237	C50	S355	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	365.6	18.3	812.0	4.7%	93.2%	2.1%
U-238	C50	S355	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.8	756.2	-	-	-
U-239	C50	S355	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.4	914.6	-	-	-
U-240	C50	S355	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	399.0	17.9	778.9	4.2%	93.7%	2.1%
U-241	C50	S355	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.3	743.9	-	-	-
U-242	C50	S355	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.0	905.3	-	-	-
U-243	C50	S355	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	459.0	17.4	753.0	3.6%	94.2%	2.2%
U-244	C50	S355	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.0	739.8	-	-	-
U-245	C50	S355	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	13.6	890.8	-	-	-
U-246	C50	S355	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	375.1	61.7	1432.8	13.6%	82.8%	3.6%
U-247	C50	S355	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	349.6	56.0	1476.5	13.4%	83.5%	3.2%
U-248	C50	S355	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	312.4	47.9	2170.0	13.0%	85.1%	1.9%
U-249	C50	S355	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	424.6	59.9	1267.2	11.9%	84.1%	4.0%
U-250	C50	S355	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	400.8	54.7	1339.9	11.6%	84.9%	3.5%
U-251	C50	S355	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	358.9	46.5	2120.7	11.2%	86.8%	1.9%
U-252	C50	S355	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	446.1	58.5	1334.1	11.2%	85.1%	3.7%
U-253	C50	S355	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	429.5	53.3	1692.9	10.7%	86.5%	2.7%
U-254	C50	S355	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	413.0	45.2	2710.6	9.7%	88.8%	1.5%
U-255	C50	S355	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	437.9	146.5	4390.9	24.5%	73.1%	2.4%
U-256	C50	S355	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	421.5	129.4	2268.0	22.5%	73.3%	4.2%
U-257	C50	S355	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	401.0	108.6	2750.6	20.7%	76.3%	3.0%
U-258	C50	S355	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	569.7	137.3	2412.7	18.6%	77.0%	4.4%
U-259	C50	S355	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	532.5	126.2	2539.7	18.4%	77.7%	3.9%
U-260	C50	S355	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	527.9	104.8	2990.3	16.1%	81.1%	2.8%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-261	C50	S355	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	531.6	133.6	2208.6	19.2%	76.2%	4.6%
U-262	C50	S355	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	509.6	123.0	1768.8	18.4%	76.3%	5.3%
U-263	C50	S355	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	482.4	106.0	5342.2	17.7%	80.7%	1.6%
U-264	UHPC	S355	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	18.3	851.1	-	-	-
U-265	UHPC	S355	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.8	844.8	-	-	-
U-266	UHPC	S355	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.4	991.3	-	-	-
U-267	UHPC	S355	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	17.9	843.3	-	-	-
U-268	UHPC	S355	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.3	858.0	-	-	-
U-269	UHPC	S355	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.0	983.9	-	-	-
U-270	UHPC	S355	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	17.4	818.9	-	-	-
U-271	UHPC	S355	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.0	809.5	-	-	-
U-272	UHPC	S355	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	13.6	985.2	-	-	-
U-273	UHPC	S355	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	0.0	61.7	1563.7	-	-	-
U-274	UHPC	S355	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	0.0	56.0	1499.5	-	-	-
U-275	UHPC	S355	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	0.0	47.9	2518.0	-	-	-
U-276	UHPC	S355	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	0.0	60.0	1528.4	-	-	-
U-277	UHPC	S355	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	0.0	54.7	1529.5	-	-	-
U-278	UHPC	S355	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	0.0	46.5	2464.4	-	-	-
U-279	UHPC	S355	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	0.0	58.5	1507.9	-	-	-
U-280	UHPC	S355	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	0.0	53.3	1563.8	-	-	-
U-281	UHPC	S355	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	0.0	45.2	2721.5	-	-	-
U-282	UHPC	S355	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	744.5	146.5	4465.0	16.0%	81.3%	2.7%
U-283	UHPC	S355	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	751.3	129.9	2617.8	14.1%	81.8%	4.1%
U-284	UHPC	S355	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	686.0	108.7	3032.4	13.3%	83.7%	3.0%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-285	UHPC	S355	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	764.5	137.5	2460.5	14.6%	80.9%	4.5%
U-286	UHPC	S355	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	746.2	126.3	2226.8	13.8%	81.6%	4.6%
U-287	UHPC	S355	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	681.6	105.3	3200.5	13.0%	84.2%	2.8%
U-288	UHPC	S355	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	819.1	133.6	2345.5	13.4%	82.0%	4.7%
U-289	UHPC	S355	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	798.6	123.0	2003.5	12.7%	82.3%	5.1%
U-290	UHPC	S355	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	713.5	106.0	5565.5	12.7%	85.6%	1.6%
U-291	C50	S690	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	18.8	829.9	-	-	-
U-292	C50	S690	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	17.1	770.9	-	-	-
U-293	C50	S690	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.7	921.5	-	-	-
U-294	C50	S690	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	18.3	785.0	-	-	-
U-295	C50	S690	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.7	827.9	-	-	-
U-296	C50	S690	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.2	979.5	-	-	-
U-297	C50	S690	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	17.8	762.2	-	-	-
U-298	C50	S690	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.3	776.6	-	-	-
U-299	C50	S690	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	13.9	897.9	-	-	-
U-300	C50	S690	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	427.9	62.9	1444.3	12.3%	84.0%	3.7%
U-301	C50	S690	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	406.1	57.1	1485.3	11.9%	84.8%	3.3%
U-302	C50	S690	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	387.0	48.8	2406.7	11.0%	87.2%	1.8%
U-303	C50	S690	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	436.3	61.2	1452.1	11.9%	84.6%	3.6%
U-304	C50	S690	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	419.1	55.8	1464.5	11.4%	85.4%	3.3%
U-305	C50	S690	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	408.5	47.1	2550.7	10.2%	88.2%	1.6%
U-306	C50	S690	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	440.2	59.6	1442.1	11.5%	85.0%	3.5%
U-307	C50	S690	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	420.0	54.4	1418.6	11.1%	85.6%	3.3%
U-308	C50	S690	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	409.9	46.4	2455.6	10.0%	88.3%	1.7%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-309	C50	S690	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	539.5	148.8	3474.6	20.9%	75.8%	3.2%
U-310	C50	S690	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	526.8	131.5	2302.5	19.1%	76.5%	4.4%
U-311	C50	S690	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	511.0	109.8	3037.0	17.2%	79.9%	2.9%
U-312	C50	S690	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	572.9	139.2	2462.7	18.7%	77.0%	4.3%
U-313	C50	S690	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	562.4	128.7	2083.2	17.7%	77.5%	4.8%
U-314	C50	S690	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	529.8	107.1	3223.2	16.4%	80.9%	2.7%
U-315	C50	S690	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	564.0	136.3	2341.1	18.6%	76.9%	4.5%
U-316	C50	S690	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	547.7	125.1	2622.7	17.9%	78.4%	3.7%
U-317	C50	S690	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	521.5	108.4	4971.1	16.9%	81.3%	1.8%
U-318	UHPC	S690	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	165.6	903.5	-	-	-
U-319	UHPC	S690	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	17.1	852.2	-	-	-
U-320	UHPC	S690	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	16.4	1048.7	-	-	-
U-321	UHPC	S690	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	18.3	850.0	-	-	-
U-322	UHPC	S690	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.7	826.9	-	-	-
U-323	UHPC	S690	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	14.2	991.5	-	-	-
U-324	UHPC	S690	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	7	171.1	9.7	0.0	17.8	827.8	-	-	-
U-325	UHPC	S690	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	7	171.1	9.7	0.0	16.3	812.2	-	-	-
U-326	UHPC	S690	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	7	171.1	9.7	0.0	13.9	993.2	-	-	-
U-327	UHPC	S690	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	462.2	63.0	1576.7	11.6%	85.0%	3.4%
U-328	UHPC	S690	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	425.5	57.2	1509.4	11.5%	85.3%	3.2%
U-329	UHPC	S690	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	393.3	48.6	2531.2	10.8%	87.5%	1.7%
U-330	UHPC	S690	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	465.1	61.2	1541.7	11.2%	85.4%	3.4%
U-331	UHPC	S690	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	457.2	55.9	1539.7	10.5%	86.3%	3.1%
U-332	UHPC	S690	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	411.9	47.2	2681.2	10.1%	88.3%	1.6%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-333	UHPC	S690	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	10.5	171.1	9.7	496.0	59.6	1521.1	10.4%	86.3%	3.4%
U-334	UHPC	S690	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	10.5	171.1	9.7	459.7	54.4	1527.6	10.3%	86.7%	3.1%
U-335	UHPC	S690	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	10.5	171.1	9.7	441.5	46.4	2738.0	9.4%	89.1%	1.5%
U-336	UHPC	S690	100	2000	330.8	492.0	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	599.9	148.9	4524.2	19.4%	78.1%	2.6%
U-337	UHPC	S690	100	2000	304.4	492.0	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	577.3	131.6	2360.3	17.8%	77.9%	4.3%
U-338	UHPC	S690	100	2000	262.5	492.0	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	537.5	110.3	3050.0	16.5%	80.6%	2.9%
U-339	UHPC	S690	100	2000	330.8	527.1	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	599.9	139.3	2500.8	18.0%	77.6%	4.3%
U-340	UHPC	S690	100	2000	304.4	527.1	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	591.2	128.9	2246.9	17.1%	78.4%	4.5%
U-341	UHPC	S690	100	2000	262.5	527.1	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	577.8	107.9	3225.6	15.3%	82.0%	2.7%
U-342	UHPC	S690	100	2000	330.8	562.2	316.3	1.25	911.585	14	171.1	9.7	616.9	136.4	2368.5	17.3%	78.2%	4.5%
U-343	UHPC	S690	100	2000	304.4	562.2	351.4	1.25	990.65	14	171.1	9.7	586.5	125.2	1972.2	16.7%	78.3%	5.0%
U-344	UHPC	S690	100	2000	262.5	562.2	421.7	1.25	1148.78	14	171.1	9.7	556.9	108.8	8117.3	16.2%	82.7%	1.1%
U-345	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	9.7	470.4	141.0	3613.7	22.4%	74.7%	2.9%
U-346	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	12.1	461.6	142.3	4336.5	23.0%	74.6%	2.4%
U-347	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	14.6	460.8	143.9	5203.8	23.3%	74.6%	2.1%
U-348	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	469.1	141.2	3418.1	22.4%	74.5%	3.1%
U-349	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	12.1	461.7	142.4	4101.7	23.0%	74.5%	2.6%
U-350	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	14.6	468.7	143.2	4922.0	22.9%	74.9%	2.2%
U-351	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	9.7	466.0	141.9	3339.9	22.6%	74.2%	3.2%
U-352	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	12.1	465.9	142.6	4007.9	22.8%	74.5%	2.7%
U-353	C50	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	14.6	465.9	143.1	4809.5	23.0%	74.8%	2.2%
U-354	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	9.7	672.7	141.1	3999.0	16.8%	80.3%	2.8%
U-355	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	12.1	670.9	142.4	4798.8	17.1%	80.5%	2.4%
U-356	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	14.6	672.4	144.0	5758.5	17.3%	80.7%	2.0%

ID	Concreto	Aço	h_s (mm)	a (mm)	A_s (mm ² /m)	d (mm)	a_0 (mm)	p/a_0	b (mm)	t_w (mm)	b_f (mm)	t_f (mm)	$k_{1,MEF}$	$k_{2,MEF}$	$k_{3,MEF}$	Laje	Alma	Conector
U-357	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	674.6	141.1	3808.8	16.8%	80.2%	3.0%
U-358	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	12.1	671.4	142.9	4570.6	17.1%	80.4%	2.5%
U-359	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	14.6	670.4	143.9	5484.7	17.3%	80.6%	2.1%
U-360	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	9.7	673.1	141.9	3676.7	16.9%	80.0%	3.1%
U-361	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	12.1	671.3	142.7	4412.0	17.1%	80.3%	2.6%
U-362	UHPC	S355	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	14.6	670.1	143.3	5294.4	17.2%	80.6%	2.2%
U-363	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	9.7	564.8	144.6	3640.5	19.8%	77.2%	3.1%
U-364	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	12.1	556.9	145.0	4368.6	20.1%	77.3%	2.6%
U-365	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	14.6	557.1	147.6	5242.3	20.5%	77.3%	2.2%
U-366	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	568.1	144.7	3493.1	19.7%	77.1%	3.2%
U-367	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	12.1	560.1	145.1	4191.7	20.0%	77.3%	2.7%
U-368	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	14.6	558.1	147.5	5030.1	20.4%	77.3%	2.3%
U-369	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	9.7	556.3	144.1	3426.1	19.9%	76.9%	3.2%
U-370	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	12.1	555.4	145.1	4111.4	20.1%	77.1%	2.7%
U-371	C50	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	14.6	554.5	147.0	4933.7	20.5%	77.2%	2.3%
U-372	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	9.7	712.7	144.6	4078.5	16.4%	80.7%	2.9%
U-373	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	12.1	708.7	145.1	4894.2	16.6%	81.0%	2.4%
U-374	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	128.3	14.6	713.7	147.7	5873.1	16.8%	81.2%	2.0%
U-375	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	9.7	702.8	144.9	3827.8	16.6%	80.4%	3.0%
U-376	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	12.1	707.6	145.4	4593.4	16.6%	80.8%	2.6%
U-377	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	171.1	14.6	702.3	147.3	5512.1	17.0%	80.9%	2.2%
U-378	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	9.7	685.8	144.1	3764.1	16.8%	80.1%	3.1%
U-379	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	12.1	708.7	145.4	4516.9	16.6%	80.8%	2.6%
U-380	UHPC	S690	100	2000	279.6	527.1	351.4	1.5	1078.5	14	213.875	14.6	709.1	147.1	5420.3	16.8%	81.0%	2.2%